

第95研究部会

高張力鋼の低サイクル疲労強度に関する研究 報告書

昭和43年3月

社団法人

日本造船研究協会

は し が き

本報告書は、運輸省の昭和42年度補助事業「高張力鋼の低サイクル疲労強度に関する研究」として、日本造船研究協会第95研究部会においてとりまとめたものである。

第95研究部会委員名簿（敬称略、五十音順）

部 会 長	寺 沢 一 雄	（大 阪 大 学）
幹 事	安 藤 良 夫	（東 京 大 学）
〃	飯 田 国 広	（東 京 大 学）
〃	井 上 肇	（船 舶 技 術 研 究 所）
〃	大 井 浩	（日 本 原 子 力 船 開 発 事 業 団）
〃	金 沢 武	（東 京 大 学）
〃	高 橋 幸 伯	（東 京 大 学）
〃	恒 成 利 康	（川 崎 重 工）
〃	西 牧 興	（日 立 造 船）
〃	長 谷 川 進	（大 阪 大 学）
〃	町 田 進	（東 京 大 学）
〃	南 義 男	（横 浜 国 立 大 学）
〃	森 口 恍 次	（海 上 自 衛 隊）
〃	八 木 順 吉	（大 阪 大 学）
〃	山 口 勇 男	（日 本 海 事 協 会）
〃	山 越 道 郎	（九 州 大 学）
〃	矢 田 敏 夫	（石 川 島 播 磨 重 工）
委 員	安 藤 文 隆	（船 舶 技 術 研 究 所）
〃	今 井 保 穂	（防 衛 庁）
〃	岩 瀬 喜 八 郎	（富 士 製 鉄）
〃	白 田 誠 二	（八 幡 製 鉄）
〃	仰 木 盛 綱	（佐 世 保 重 工）
〃	大 谷 勇	（舞 鶴 重 工）
〃	笠 原 宏	（日 本 作 業 船 協 会）
〃	金 井 一 十 三	（昭 和 海 運）
〃	久 津 間 裕 良	（運 輸 省）
〃	越 川 滋	（三 井 造 船）
〃	小 林 三 蔵	（名 村 造 船）
〃	真 田 良	（日 本 船 主 協 会）
〃	塚 本 周 吉	（函 館 ド ッ ク）
〃	塚 本 睦 世	（川 崎 製 鉄）
〃	中 野 毅	（三 井 造 船）
〃	中 村 昭 和	（川 崎 重 工）
〃	西 岡 邦 夫	（住 友 金 属）

委	員	野	村	純	一	(日 本 製 鋼)
〃		長	谷		敬	(三 菱 重 工)
〃		服	部	堅	一	(浦 賀 重 工)
〃		堀	岡	正	毅	(日 本 鋼 管)
〃		三	浦	致	和	(石 川 島 播 磨 重 工)
〃		森		正	浩	(三 菱 重 工)

討議参加者（敬称略、五十音順）

青	木	満	(東 京 大 学)
臼	井	久 益	(三 菱 重 工)
大	野	章	(富 士 製 鉄)
岡	武	秀 雄	(横 浜 国 立 大 学)
桑	山	則 男	(住 友 金 属)
郷		肥 三	(日 立 造 船)
沢	柳	政 弘	(三 井 造 船)
林		忠 男	(川 崎 製 鉄)
福	田	嘉 男	(東 京 大 学)
宮		健 三	(東 京 大 学)

目 次

1. 高張力鋼の溶接接手の疲労強度ならびにそれらの接手間および切欠部との干渉が疲労強度におよぼす影響.....	1
1.1 突合せ溶接接手の干渉が疲労強度におよぼす影響.....	1
1.2 溶接接手と切欠が干渉する場合の疲労強度.....	7
2. 高張力鋼の切欠部の疲労強度ならびに切欠部間の干渉が疲労強度におよぼす影響.....	24
2.1 開口試験片の疲労強度.....	24
2.2 切欠部の疲労強度.....	27
3. 加工された鋼材の疲労強度.....	33
3.1 引張予歪を受けた突合わせ接手の疲労強度.....	33
3.2 引張または圧縮予歪を受けた板材の曲げ疲労強度.....	39
3.3 切欠を有する加工材の疲労強度.....	52
4. 工作誤作の疲労強度におよぼす影響.....	69
4.1 突合わせ溶接部における目違いが疲労強度におよぼす影響.....	69
5. 強度部材への他物体の取付けが部材の疲労強度におよぼす影響.....	76
5.1 附加物をもつ平板の疲労強度.....	76
6. Bracket Connection ならびに Bracketless Connection の疲労強度におよぼす影響.....	79
7. 高張力鋼の低サイクル疲労強度と脆性破壊強度との関連.....	88
8. 溶着金属および熱影響部の疲労強度.....	102
9. 船体の累積被害強度.....	111

ま え が き

船舶の大型化とともに船殻重量軽減のため高張力鋼が採用されるようになり、高張力鋼を含む各種造船用鋼材およびそれらの溶接接手ならびに切欠材の疲労強度について数多くの研究が行われてきた。

本研究ではこれらの研究成果の実船構造への適用性について検討するために、昭和41年度に引き続き船体構造に見られるように多くの切欠が存在し、しかもそれらが互に干渉するような場合の疲労強度、構造物として加工された状態での不連続部の疲労強度、工作誤作や他物体の溶着が疲労強度におよぼす影響等を研究し、また、船体の損傷防止対策として疲労亀裂と脆性破壊との関連を究明するとともに船体の疲労に対する累積被害強度についても調査を行なったので以下にその実施経過および結果を報告する。

1 高張力鋼の溶接接手の疲労強度ならびにそれらの接手間および切欠部との干渉が疲労強度におよぼす影響

1.1 突合わせ溶接接手の干渉が疲労強度におよぼす影響

1.1.1 目 的

船体構造部材においては、縦横の突合わせ接手が存在し、この縦横突合わせ接手交叉部においては、溶接線の接近に伴う疲労強度の低下をおそれ、横突合わせ接手、あるいは縦突合わせ接手間の距離を一定の間隔以上に保つよう留意している。

昭和41年度では軟鋼について縦横突合わせ接手間の干渉が疲労強度におよぼす影響を調査したが、本研究においては引張り強さが $\geq 50 \text{ Kg/mm}^2$ の高張力鋼について調査するため、溶接線の間隔を種々変えて、その疲労強度を試験した。

以下、高張力鋼における実験結果について報告する。

1.1.2 試 験

(a) 試 験 機

本疲労試験に使用した試験機は、アムスラー製パルセーターと東京衡機KK製低サイクル疲労試験装置とである。これら2つの疲労試験機の容量は前者が最大荷重50トン、毎分繰返し数260回、520回である。後者は最大荷重50トン、毎分繰返し数10回である。

(b) 試 験 片

今回試験した試験片の供試材はSM50Aで、その化学成分および機械的諸性質をTable 1.1.1に示す。

Table 1.1.1 供試材の化学成分および機械的諸性質
(ミルシートから引用したもの)

化 学 成 分 (%)					機 械 的 諸 性 質			
C	Si	Mn	P	S	Y.P (Kg/mm^2)	T.S (Kg/mm^2)	Elonga (%)	Bend Test
0.12	0.26	1.20	0.023	0.023	37.6	52.5	26.9	Good

試験片はFig. 1.1.1に示すように、全長500mm、平行部の長さ300mm、幅50mm、厚さ10mmのもので、横突合わせ接手の間隔Dを0、50mm、100mm、150mmの3種類に変えたものである。

本試験片は実際の構造に近いものを得るため、ビードだけ置いたものではなく、実際に溶接して製作したものである。製作順序はまず横突合わせ接手を作り、最後に縦突合わせ接手を作った。

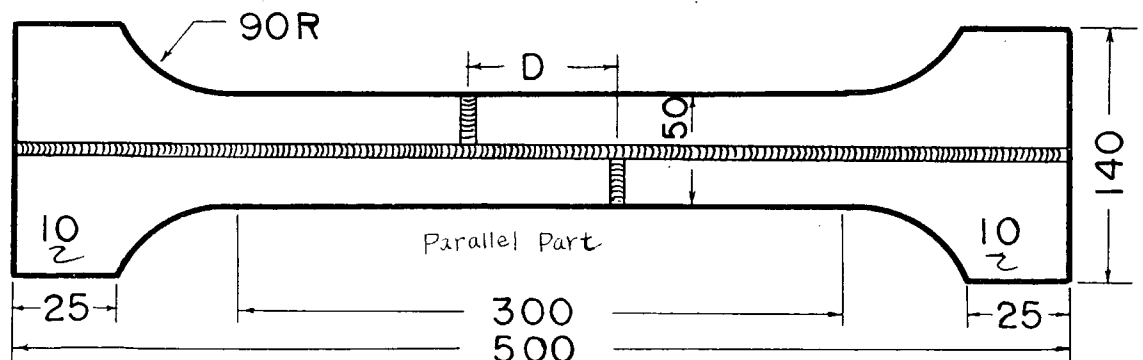


Fig. 1.1.1 Shape and Size of Specimen

また、母材の強度、および横突合わせ接手のみの疲労強度を調査するため、平滑試験片およびバット接手試験片を製作し、疲労試験を行なった。その試験片の形状はFig. 1.1.1 と大体同じであるが全長および平行部の長さが、それぞれ100mm短かく全長が400mm平行部の長さが200mmであつて、その他はFig. 1.1.1 の寸法と同じである。試験片の溶接条件等を第2表に示す。

Table 1.1.2 試験片の溶接条件

溶接条件 場所	横バット接手		縦バット接手	
	表	裏	表	裏
電 流 (A _p)	750	650	700	600
電 圧 (Volt)	34	31	33	30
速 度 (mm/min)	550	500	500	500
Flux	YF-15 12×150			
Wire	YC-4.8mmφ			

(c) 試験方法

アムスラー製パルセーターと、東京衡機製低サイクル疲労試験装置を次の基準で使いわけた。すなわち、引張り強さに近い高応力で、破断までの繰返数が約 2×10^4 回以下と予想される試験片は低サイクル試験装置（繰返速度毎分10回程度）を使用し、降伏応力以上で、その破断までの繰返数が約 $2 \times 10^4 \sim 10^5$ 回と予想される試験片はパルセーターを毎分250回の繰返速度で使用し、降伏応力以下の試験片はパルセーターを毎分520回の繰返速度で使用した。試験は破断まで昼夜兼行で行ない、破断しないものは 2×10^6 回で試験を中止した。

荷重はすべて片振引張りの繰返し荷重であつて、この場合の最低荷重は約1 ton（公称応力に換算すると約2 Kg/mm²）とした。このような小さな最低荷重では、ほぼ完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

1.1.3 試験結果

全試験結果を一括して第3表に示した。第3表には各試験片の詳細な寸法および最高荷重および最低荷重その他を記入してある。

第3表に示した応力の値は、荷重を試験片の幅と厚さの積で除した値を採用しているもので、縦突合わせ接手のビードの断面積は考慮していない。

これらの試験結果を最大応力—破断までの繰返数のS—N曲線にまとめるとFig. 1.1.2 のようになる。

Fig. 1.1.2 のS—N曲線からわかるように、軟鋼材SS41と同じく今回試験した50キロ級高張力鋼においても母材がもつとも強くバット接手のみの試験片がもつとも弱い結果となつている。ここで注目すべきことはD=0の試験片（突合わせ接手が十字に交叉した試験片）でもバット接手試験片よりかなり高い強度を示していることである。この原因としてまず考えられることは縦突合わせ接手による断面積の増加である。

本試験においては、疲労クラックはすべて横突合わせビード端から発生し、幅の中央に向つて進行している。すなわち、縦横接手の交叉部からはクラックは発生しないで、幅方向の端部から発生しているので、応力集中が分散するため、Dの大きさによる疲労強の差が少ないように思われる。

1.1.4 試験結果の考察

縦横突合わせ試験片においては、縦ビードの余盛の断面積があるので、その断面積はかなり増加し、その公称応力は小さくなる筈である。このような考慮の下で実験結果を再整理してみる。

縦突合わせ接手の余盛りの断面積を正確に計測することはかなり面倒なので、余盛の幅とその高さを各試験片ごとに測定し、余盛りの形状を円弧状と仮定して、余盛りの断面積を推定し、この面積で荷重を除したのがTable 1.1.4 で

ある。平滑材およびバット接手のみの試験片は Table 1.1.3 と同じであるので Table 1.1.4 の結果から除外した。
このような有効断面積を基準とした応力を採用すると応力の値は約 15% 低くなる。

Table 1.1.4 の値を S-N 曲線であらわしたのが Fig. 1.1.3 である。

Fig. 1.1.3 の S-N 曲線からわかるように、軟鋼の場合ではバット接手は、縦横十字突合わせ接手 (D=0 試験片) と大体同等の強度を示したが高張力鋼では、このようにして整理した場合でもバット接手は、縦横十字突合わせ接手 (D=0 試験片) に比べて大幅に 2×10^6 回疲労強度では低い強度を示している。

このことは軟鋼に比べ高張力鋼の疲労強度におよぼす応力集中の影響が大きいことを示している。

Fig. 1.1.2 および Fig. 1.1.3 の S-N 曲線の結果からわかるように、高張力鋼の横溶接線間の距離 D の値による疲労強度の差は余り認められない。

次に破面について説明する。

前にも述べたように、疲労クラックは横突合わせ接手の試験片外端部から発生し、中央へ進展している。D の値が 50 mm ~ 150 mm の試験片では、大体離れた 2 つのところからクラックが発生し、除々に進展し、ある程度進展すると一方のクラックは停止し、片方のクラックだけ成長し、中央の縦ビードをこえ、破断に到るという経過を示している。破断面の写真を Fig. 1.1.4 に示した。(a) は D=0 試験片のもの、(b) は D=50 mm のもの、(c) は D=100 mm のもの、(d) は D=150 mm のものである。

結論としては、

- 縦横に突合わせ溶接のある試験片の疲労強度は、横突合わせ接手の強度と平滑材の強度との中間の強度を有する。
しかし縦ビード余盛の断面積を考慮して整理すると、軟鋼では縦横突合わせ接手 (D=0) とバット接手とは大体同等の強さを有するが、50 キロ級高張力鋼ではバット接手の方が大幅に低い強度を示している。
- 横突合わせ溶接線間の距離 D が大きくなっても高張力鋼ではその疲労強度はほとんど変化しなかつた。

Table 1.1.3 試験結果の総括他

種 別	試験片 番 号	板 厚 (mm)	板 巾 (mm)	断 面 積 (mm ²)	荷 重 (ton)		応 力 (Kg/cm ²)		応力 振巾 (Kg/cm ²)	繰返数 (万回)	備 考	
					上 限	下 限	上 限	下 限				
母 材 (平 滑 材)	1	9.9	49.9	494.01	19.8	1.0	40.08	2.02	38.04	8.70	破 断	
	2	10.1	50.1	506.01	17.6	1.0	34.78	1.98	32.80	28.90	チャック部 (3回)	
	3	10.0	50.2	502.00	22.6	1.0	45.02	1.99	43.03	4.40	(1回)	
	4	10.1	50.0	505.00	16.6	1.0	32.87	1.98	30.89	69.38	破 断	
	5	10.0	49.9	499.00	18.4	1.0	36.87	2.00	34.87	33.48	〃	
	6	9.8	50.1	490.98	14.8	1.0	30.14	2.04	28.10	70.03	〃	
	7	10.1	50.0	505.00	22.6	1.0	44.75	1.98	42.77	0.57	〃	
	8	10.1	50.0	505.00	13.6	1.0	26.93	1.98	24.95	125.92	チャック (2回)	
	9	10.1	50.1	506.01	25.2	1.0	49.80	1.98	47.82	0.20	破 断	
バ ッ ト 0%	1	10.1	49.9	503.99	15.0	1.0	29.76	1.98	27.78	9.50	〃	
	2	10.3	50.0	515.00	18.0	1.0	34.95	1.94	33.01	4.04	〃	
	3	10.2	51.0	511.02	12.8	1.0	25.05	1.96	23.09	14.49	〃	
	4	10.3	50.0	515.00	9.8	1.0	19.03	1.94	17.09	42.49	〃	
	5	10.1	50.1	506.01	7.6	1.0	15.02	1.98	13.04	92.68	〃	
	6	10.2	50.1	511.02	6.0	1.0	11.74	1.96	9.78	200.04	破断せず	
	7	9.9	50.1	495.99	19.8	1.0	39.92	2.02	37.90	2.45	破 断	
	8	10.0	50.1	501.00	23.0	1.0	45.91	2.00	43.91	1.59	〃	

種 別	試験片 番 号	板 厚 (mm)	板 巾 (mm)	断面積 (cm^2)	荷 重 (ton)		応 力 (Kg/cm^2)		応力 振巾 (Kg/cm^2)	繰返数 (万回)	備 考
					上 限	下 限	上 限	下 限			
D=0 mm	1	10.1	50.3	507.50	12.8	1.0	25.22	1.97	23.25	48.58	破 断
	2	10.1	50.2	507.02	10.0	1.0	19.72	1.97	17.75	214.65	破断せず
	3	10.1	50.2	507.02	15.2	1.0	29.98	1.97	28.01	26.53	破 断
	4	10.1	50.2	507.02	17.8	1.0	35.11	1.97	33.14	10.64	〃
	5	10.1	50.2	507.02	20.2	1.0	39.84	1.97	37.87	6.62	〃
	6	10.0	50.3	503.00	24.0	1.0	47.71	1.99	45.72	2.88	〃
	7	10.1	50.1	506.00	26.8	1.0	53.00	1.97	51.00	1.86	〃
D=50 mm	1	10.1	50.1	506.01	12.6	1.0	24.90	1.98	22.92	43.53	〃
	2	10.1	50.2	507.02	20.2	1.0	39.84	1.97	37.87	6.94	〃
	3	10.1	50.1	506.01	17.6	1.0	34.78	1.98	32.80	5.84	〃
	4	10.1	50.0	505.00	15.2	1.0	30.10	1.98	28.12	24.85	〃
	5	10.1	50.0	505.00	10.6	1.0	20.99	1.98	19.01	96.91	〃
	6	10.1	50.1	506.01	24.2	1.0	47.83	1.98	45.85	2.91	〃
D=100 mm	1	10.1	50.1	506.01	17.6	1.0	34.78	1.98	32.80	10.04	〃
	2	10.2	50.1	511.02	12.8	1.0	25.05	1.96	23.09	86.24	〃
	3	10.0	50.1	501.00	15.0	1.0	29.94	2.00	27.94	44.67	〃
	4	10.1	50.1	506.01	10.6	1.0	20.95	1.98	18.97	66.78	チャック
	5	10.1	50.0	505.00	22.8	1.0	45.15	1.98	43.17	3.96	破 断
	6	10.1	50.1	506.01	10.6	1.0	20.95	1.98	18.97	192.84	〃
	7	10.2	50.1	511.02	27.0	1.0	52.84	1.96	50.88	1.84	〃
D=150 mm	1	10.1	50.2	507.02	15.2	1.0	29.98	1.97	28.01	154.9	〃
	2	10.0	50.1	501.00	12.0	1.0	23.95	2.00	21.95	104.07	チャック部破断
	3	10.1	50.1	506.01	17.6	1.0	34.78	1.98	32.80	9.47	〃
	4	10.0	50.0	500.00	20.6	1.0	41.20	2.00	39.20	6.09	〃
	5	10.2	50.1	511.02	23.4	1.0	45.79	1.96	43.83	3.33	破 断
	6	10.2	50.1	511.02	26.0	1.0	50.88	1.96	48.92	2.03	〃
	7	10.1	50.1	506.01	19.2	1.0	37.94	1.98	35.96	8.98	〃

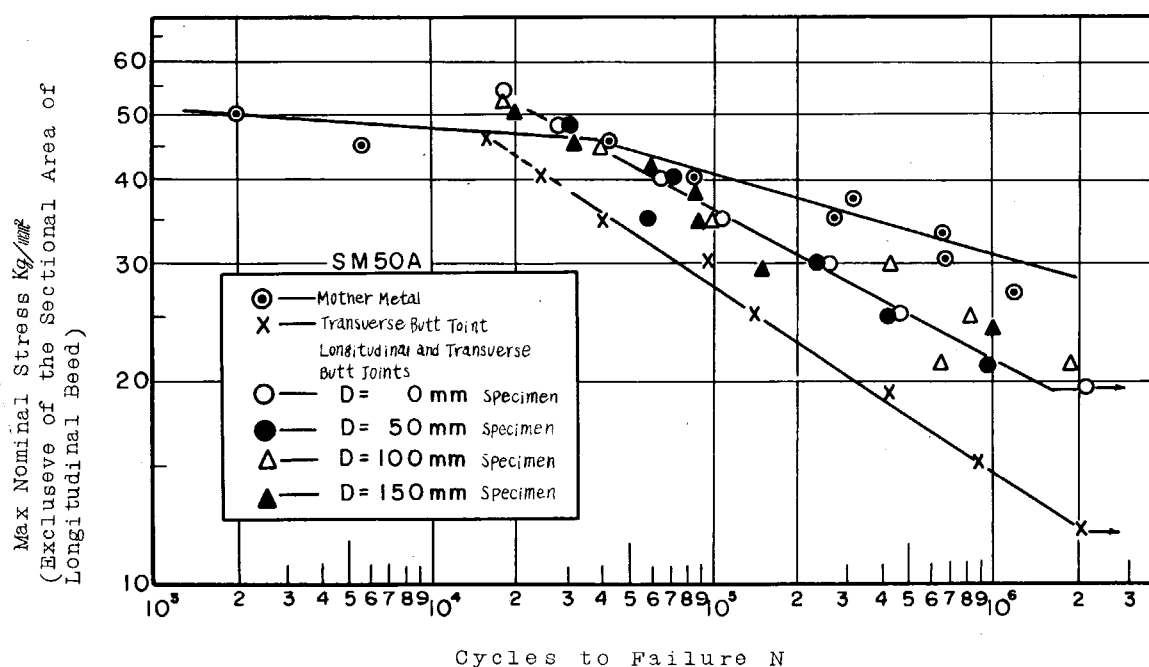


Fig.1.12 S-N Curves (Exclusive of the Sectional Area of Longitudinal Bead)

Table 1.14 試験結果の総括（余盛りの形状他）

種別	試験片番号	板厚×板巾 (mm) (mm)	ビードの寸法			全断面積 (mm ²)	荷重 (t)		応力 (Kg/cm ²)		応力振巾 Kg/cm ²	繰返数 万回	備 考
			巾 (mm)	高さ (mm)	断面積 (mm ²)		上 限	下 限	上 限	下 限			
D = 0 (mm)	1	10.1×50.3	17.4	3.6	86.3	593.8	12.8	1.0	21.6	1.7	19.9	485.8	破 断
	2	10.1×50.2	16.6	3.5	81.7	588.7	10.0	1.0	17.0	1.7	15.3	214.65	破断せず
	3	10.1×50.2	18.4	3.7	92.9	600.0	15.2	1.0	25.3	1.7	23.7	265.3	破 断
	4	10.1×50.2	17.4	3.5	84.4	591.4	17.8	1.0	30.1	1.7	29.4	10.64	〃
	5	10.1×50.2	18.4	4.2	107.1	614.1	20.2	1.0	32.9	1.6	31.2	66.2	〃
	6	10.0×50.3	18.2	4.1	103.3	611.3	24.0	1.0	39.3	1.6	38.6	288	〃
	7	10.1×50.1	18.3	4.1	109.4	615.4	26.8	1.0	43.6	1.6	41.9	1.86	破断 (微熱あり)
D=50 (mm)	1	10.1×50.1	17.8	3.5	84.2	590.2	12.6	1.0	21.4	1.7	19.7	435.3	破 断
	2	10.1×50.2	18.0	3.0	73.7	580.7	20.2	1.0	34.8	1.7	33.0	69.4	〃
	3	10.1×50.1	16.0	4.7	90.8	596.9	17.6	1.0	29.5	1.7	27.8	58.6	〃
	4	10.1×50.0	17.6	3.5	84.6	589.6	15.2	1.0	25.8	1.7	24.1	248.5	〃
	5	10.1×50.0	17.0	3.4	79.3	584.3	10.6	1.0	18.1	1.7	16.4	96.91	〃
	6	10.1×50.1	18.7	3.8	97.4	603.4	24.2	1.0	39.8	1.7	38.1	29.6	〃
D = 100 (mm)	1	10.1×50.1	16.8	3.8	87.4	593.4	17.6	1.0	29.7	2.0	27.8	100.4	破 断
	2	10.2×50.1	17.4	3.7	88.2	599.2	12.8	1.0	21.4	2.0	19.4	86.24	〃
	3	10.0×50.1	18.9	3.7	93.6	594.6	15.0	1.0	25.2	2.0	23.2	44.67	〃
	4	10.1×50.1	19.0	3.4	93.2	599.2	10.6	1.0	17.7	2.0	15.7	66.78	チャック より破断
	5	10.1×50.0	18.0	3.6	89.6	594.6	22.8	1.0	38.3	2.0	36.4	3.96	破 断
	6	10.1×50.1	19.1	3.7	98.2	604.2	10.6	1.0	17.5	2.0	15.6	192.84	〃
	7	10.2×50.1	17.9	3.6	89.8	600.8	27.0	1.0	44.9	1.7	43.3	1.84	〃
D = 150 (mm)	1	10.1×50.2	15.3	3.5	73.2	580.2	15.2	1.0	26.2	2.0	24.2	154.9	破 断
	2	10.0×50.1	17.4	4.1	100.2	601.2	12.0	1.0	20.0	2.0	18.0	104.07	チャック部 より破断
	3	10.1×50.1	17.0	4.1	97.8	603.8	17.6	1.0	29.1	1.7	27.4	9.42	〃
	4	10.0×50.0	18.5	3.4	85.8	585.8	20.6	1.0	35.2	1.7	33.5	6.09	〃
	5	10.2×50.1	16.4	3.8	85.2	596.2	23.4	1.0	39.2	1.7	37.5	3.33	破 断
	6	10.2×50.1	17.2	3.8	92.4	603.4	26.0	1.0	43.1	1.7	41.4	2.03	〃
	7	10.1×50.1	19.5	3.5	91.8	597.8	19.2	1.0	32.1	1.7	30.4	8.98	〃

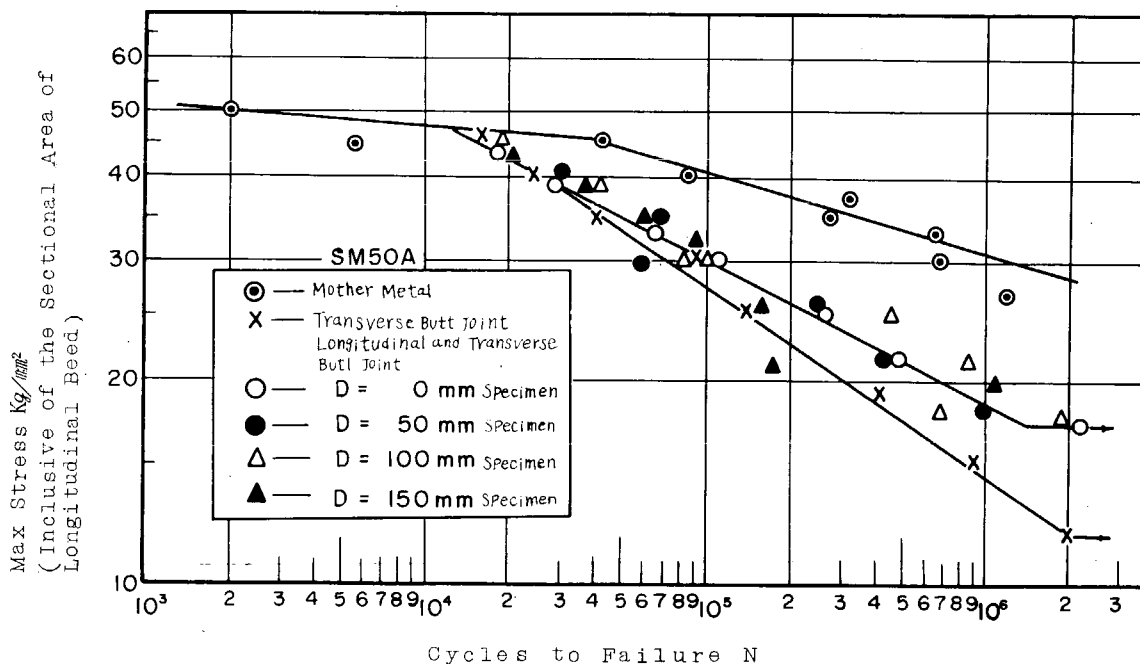
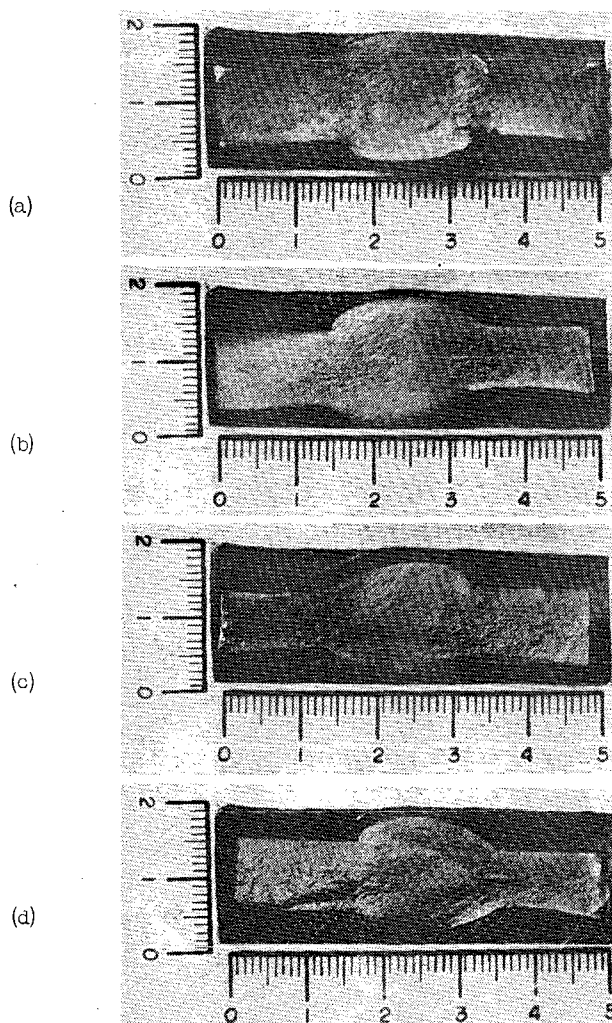


Fig.1.1.3 S-N Curves (Inclusive of the Sectional Area of Longitudinal Bead)



縦横突合わせ接手 $D = 0 \text{ mm}$

試験片番号 5

繰返公称応力 32.9 Kg/mm^2

破断までの繰返数 66200回

縦横突合わせ接手 $D = 50 \text{ mm}$

試験片番号 5

繰返公称応力 18.1 Kg/mm^2

破断までの繰返数 969100回

縦横突合わせ接手 $D = 100 \text{ mm}$

試験片番号 1

繰返公称応力 29.7 Kg/mm^2

破断までの繰返数 100400回

縦横突合わせ接手 $D = 150 \text{ mm}$

試験片番号 8

繰返公称応力 32.1 Kg/mm^2

破断までの繰返数 89800回

Fig. 1.1.4 破断面写真

1.2 溶接接手と切欠が干渉する場合の疲労強度

1.2.1 目 的

船体に生ずる疲労亀裂は、構造および形状の不連続部、部材結合部などの高応力集中域に多く認められ、とくに溶接接手部に切欠が存在するような個処に多い。種々の溶接接手あるいは切欠が単独に存在する場合については、すでに多くの研究が実施されているが、これらが同一個処に共存する場合については、ほとんど研究が行なわれていないようである。従つて本研究は、これら2つが同時に存在する場合について、相互の干渉の影響を調査する目的で、昨年度に実施された軟鋼に対する実験的研究に引続いて本年度は、主として50キロ級非調質高張力鋼について実施したものである。

1.2.2 試 験

(a) 試 験 機

使用試験機は東京衝機製油圧式低速度繰返し荷重試験機で、その容量は動的最大荷重 ± 2.5 トン、毎分繰返し数1～30回である。

(b) 試 験 片

供試材は、造船用鋼材の50キロ級非調質高張力鋼HT-50および軟鋼SS-41で、いずれも圧延のままで使用した。公称板厚は6mmで、その化学成分および機械的性質はTable 1.2.1およびTable 1.2.2に示された通りである。

試験片は突合わせ溶接と中央切欠を有する試験片3種類(HT-50)、突合わせ溶接と側面切欠を有する試験片3種類(SS-41)および側面切欠を有する試験片3種類(SS-41、HT-50)の計9種類である。これらの各試験片の形状および寸法をFig. 1.2.1に示す。なお切欠部の弾性歪集中係数 α の値はNenber Chartから求めた。

突合わせ溶接は溶接開先 90° のX型(SS-41)および 60° のX型(HT-50)で溶接条件をTable

1.2.3に示す。

(c) 試験方法

試験方法は、すべて荷重一定の完全両振り引張り圧縮試験で、静的引張り試験から破壊までの繰返し数 N が 10^4 回程度までの極めて高い応力域で実施した。荷重波形は、ほぼ三角波形であり、動的繰返し数は毎分およそ20～25回とした。また動的繰返し最初の荷重方向は圧縮側とし、座屈が生じないことを確認した。なお圧縮時の座屈を防止するためにFig. 1.2.2に示すローラー付座屈防止枠を作製し、これを試験片の両側に取付けた。この枠型は3種類で次のように使い分けた。

イ) 側面切欠を有する試験片の低応力振巾時には、(1)を

ロ) 側面切欠を有する試験片の高応力振巾時には、(2)を

ハ) 表面に余盛を有する試験片には (3)を

使用した。(1)、(2)、(3)の記号Fig. 1.2.2に示した形状の記号である。

1.2.3 試験結果

(a) 破断の様子および静的強度

繰返し数の少ない間は、各サイクル終了後には、圧縮歪が残留しているが繰返し数が増加するに従い、しだいに引張り側に移項してゆき破断はすべて引張り荷重で生じた。中央切欠および側面切欠を持つ試験片ともに、亀裂は、ほぼ同時に切欠の両側に生じ、両側の亀裂は、ほぼ同じ速度で進展し突合わせ溶接を含む試験片の疲労破壊は、すべて余盛の跡端部から生じた。したがつて、破断部の断面収縮は、ほとんど認められない。ところが静的引張り試験では、余盛部の横拘束が大きい余盛の跡端部で破壊せず、すべてその跡端部から、かなり離れた母材から破壊した。各種試験片の静的引張り強さをTable 1.2.4に示す。したがつて、接手部の静的強度は、これらの値より高いと考えられる。

(b) S-N線図

S-N線図は、縦軸に公称応力振幅 σ_a （＝荷重／溶接跡端部の断面積または切欠部の断面積）と、横軸に破断までの繰返し数 N をとり、両軸とも対数表示したものである。

Fig. 1.2.3～Fig. 1.2.7 は、SS-41について、またFig. 1.2.8～Fig. 1.2.11 はHT-50について各型（たとえば δ CW など）別にまとめたS-N線図およびそれらの間の比較を示したS-N線図である。Fig. 1.2.12～Fig. 1.2.14 は側面切欠を有する試験片について、またFig. 1.2.15～Fig. 1.2.17 は、突合わせ溶接と中央切欠を有する試験片についてSS-41とHT-50を比較したS-N線図でありFig. 1.2.18～Fig. 1.2.20およびFig. 1.2.21～Fig. 1.2.23はそれを母材の引張り強さ σ_B （Table 1.2.2 に示す値）で無次元化したS-N線図である。

(c) β -N線図

平滑試験片と各種試験片との時間強度を比較するため β を次のように定義し β -N線図を求めた。

$$\beta = \frac{\text{平滑試験片の時間強度}}{\text{切欠および突合わせ溶接または、切欠を有する試験片の時間強度}}$$

応力振幅 σ_a と破断までの繰返し数 N に対して $\sigma_a \cdot N^B = C$

（ B 、 C ：材質などによつて決まる定数）の関係を用いると

$$\beta = \frac{C_p}{C_n} N^{(B_n - B_p)} \quad \text{となり}$$

β と N の関係は両対数表示すれば直線となる。

（添字の p, n は、それぞれ平滑および各種試験片に対応する。）

Fig. 1.2.24は、SS-41についてFig. 1.2.25はHT-50についての β -N線図である。またFig. 1.2.26(a), (b), (c)は側面切欠および突合わせ溶接と中央切欠を有する試験片について、SS-41とHT-50と比較した β -N線図である。

(d) β - α 線図

β - α 線図は、(c)で定義した β と形状係数 α との関係を N をパラメーターとして表わしたもので、Fig. 1.2.27はSS-41について、Fig. 1.2.28はHT-50について示した。なお N は 10^2 回および 10^3 回とした。

1.2.4 考 察

(a) S-N線図

Fig. 1.2.3、Fig. 1.2.5、Fig. 1.2.8およびFig. 1.2.10によれば、SS-41、HT-50ともに、中央切欠試験片と同様、側面切欠試験片も歪集中係数が大きくなるに従い、疲労強度は低下している。しかしSS-41では、側面切欠試験片は中央切欠試験片にくらべて、切欠形状の差異による疲労強度の低下度が少ないが、HT-50では、中央切欠試験片ほどではないが、低応力域にいくに従い疲労強度の低下が認められる。またSS-41、HT-50ともに同一の歪集中係数 α に対しては、側面切欠試験片のほうが、中央切欠試験片よりも疲労強度が高い。側面切欠と中央切欠との相異について考えると次のようなことがいえる。すなわち弾性範囲内においては、歪集中係数 α はいずれも同一であるが、荷重が大で、塑性領域になり、大きな変形を生じるようになれば、側面切欠試験片では、中央部は、左右対称であるため、曲げ変形は生じない。ところが、中央切欠試験片では、開口両側の部分は、側面は、いずれも自由辺であり、しかも、両側部は偏心引張り荷重をうけているとみなすことができる。したがって、荷重の増加に伴い、その部分は偏心曲げ変形が顕著となり、塑性歪集中係数は側面切欠の場合よりも増大すると考えられる。したがって、上記の結果にあらわれているように、中央切欠のほうが、側面切欠を持つ場合よりも強度が低下したものである。

Fig. 1.2.4によればSS-41について、側面切欠と突合わせ溶接を有する試験片の疲労強度は、それらの切欠

形状の差異による強度差はほとんどみられず、突合わせ溶接試験片の疲労強度よりも、わずかに高いようである。このことは、中央切欠と突合わせ溶接を有する試験の場合についても同様である。また Fig. 1.2.9 および Fig. 1.2.11 によれば HT-50 についても中央切欠部に突合わせ溶接を持つ場合には、中央切欠のみの場合に比べて同一の歪集中係数にたいして、疲労強度は高く、また切欠形状の差異による強度差は、あまり認められず、突合わせ溶接試験片の疲労強度とほぼ同じである。すなわち切欠と突合わせ溶接が共存する場合の疲労強度の低下は、切欠の有無あるいは、切欠の形状には、ほとんど関係なく主として突合わせ溶接の影響が支配的である。

ところが、この理由は余盛の形状および溶接による熱影響の両方が考えられるが、余盛を削除した試験片の実験結果によると、削除するまえの疲労強度とほとんど変わらない。したがって、突合わせ溶接の影響は熱による材質の変化であると考えられる。

Fig. 1.2.6 によれば、SS-41 について側面切欠のみの試験片と、側面切欠と突合わせ溶接を有する試験片は、ほぼ同じ疲労強度を有している。

Fig. 1.2.7 によれば、SS-41 について側面切欠または中央切欠と突合わせ溶接を有する試験片では、疲労強度は前者がやや高い。これは前述のように中央切欠を有する場合には、曲げが作用しているためと考えられる。また、平滑試験片の強度とこれら切欠または、切欠と突合わせ溶接を有する試験片の強度とは低応力域になるにしたいが、形状影響が顕著となつて疲労強度がかなり低下している。

Fig. 1.2.12 ~ Fig. 1.2.13 は、同一形状の側面切欠を有する試験片についての材料間の比較図で、疲労強度は引張り強さに比例している。しかし形状係数が大きくなるにしたいが、HT-50 の低応力域における疲労強度の低下が大きく、 $N=10^4$ 付近では、SS-41 との差が、ほとんど無くなるようである。同様なことが Fig. 1.2.15 ~ Fig. 1.2.17 によつて、中央切欠と突合わせ溶接を有する試験片の場合にも認められる。

Fig. 1.2.18 ~ Fig. 1.2.19 および Fig. 1.2.21 ~ Fig. 1.2.23 によれば、歪集中部を持つ場合には歪集中係数が $\alpha=2.2$ 程度までは、疲労強度は σ_B に比例しているが歪集中係数が大きくなるにしたいが、疲労強度は σ_B のみに関係せず、材質などの影響をうけるようである。したがって、形状係数が大きくなれば、高張力鋼 (HT-50) は軟鋼と比較して、静的強度ほど、疲労強度においては、有利ではないようである。

以上の結果から、軟鋼および 50 キロ級非調質高張力鋼にたいして、初めに、突合わせ溶接を行なつたのち、切欠をつけるような施工順序をとれば、切欠と突合わせ溶接が共存しても疲労強度は切欠形状にはほとんど支配されず、突合わせ溶接のみの強度とほぼ同じであり、溶接の影響が支配的であるといえる。また、中央切欠と側面切欠では、これらが突合わせ溶接を有していても側面切欠を有するほうが、中央切欠を有する場合よりも疲労強度は高いようである。さらに、高張力鋼 (HT50) が歪集中部を有する場合には、長寿命域における疲労強度の低下は軟鋼にくらべて大きいといえる。

(b) β -N 線図

Fig. 1.2.24 および Fig. 1.2.25 によれば、歪集中部を有する場合には、長寿命域になるにしたいが、その影響が顕著となり、疲労強度の低下が大きいことが認められる。また同じ型の切欠を有する場合には、その切欠が鋭いほど、すなわち歪集中係数が大きいほど疲労強度の低下が大きい。このことは、突合わせ溶接を有する場合でもほぼ同じである。Fig. 1.2.26 によれば、SS-41、HT-50 とともに歪集中係数が大きくなると β も大きくなつていくが、材料の引張強さ σ_B と β の関係は、はつきりしない。

(c) β - α の線図

一般に β は α のみの函数ではなく、材質や繰返し数 N などに関係すると考えられるが、Fig. 1.2.27 および Fig. 1.2.28 によれば、次のようなことが判る。

すなわち、SS-41、HT-50 とともに切欠のみの試験片では、 β と α は比例しているが、突合わせ溶接を有する試験片では、 α には無関係に β の値はほぼ一定である。したがって切欠形状の影響をあまりうけていないことが判

る。Nが大きくなるにしたがい、いずれの試験片に対しても切欠が疲労強度におよぼす影響が大きいことが判る。

Table 1.2.1 Chemical Component of Materials

Material	Type	C × 100	Si × 100	Mn × 100	P ×1000	S ×1000
SS-41	CP, CC	19	10	59	12	25
	CD, CE	17	5	55	24	24
	CWB	19	5	62	24	22
	S, CW, SW	19	8	72	2	19
HT-50	CP, CC	16	35	116	23	18
	CD, CE	18	41	116	18	17
	CWB	18	41	116	18	17
	S, CW	18	40	120	19	23

Table 1.2.2 Mechanical Properties of Materials

Material	Type	t × b mm mm	Gauge L mm	σ_Y Kg/mm ²	σ_B Kg/mm ²	Elong. %	Reduct. of A. φ %	E Kg/mm ²
SS-41	CP, CC	6×25	60	30.0	47.6	30.4	63.8	2.13×10 ⁴
	CD, CE	6×50	200	29.6	44.2	31.6	54.7	2.02
	CWB	9×50	200	29.8	45.6	31.5	54.3	2.03
	S, CW, SW	6×15	76	31.3	47.9	28.5	55.8	2.07
HT-50	CP, CC	6×25	60	39.3	55.2	25.9	61.1	2.10
	CD, CE	6×50	200	39.3	55.2	25.9	54.3	2.00
	CWB	9×50	200	39.7	53.8	27.9	52.7	2.01
	S, CW	6×15	76	41.5	58.8	25.4	50.1	2.09

Table 1.2.3 Welding Conditions

Material	Type	Rod		Number of Passes	Voltage		Current A	Speed mm/min
		Kind	Diam. mm		Unload	Arc		
SS-41	CWB	B-17	5.2	2		25	110・140	100
	CW, SW	B-17	4.0	1	76	30	135	130
HT-50	CWB	LB-52	5.2	2		25	110・140	100
	CW	LB-52	4.0	1	75	25	140	160

Table 1.2.4 Ultimate Strength of Specimens

Type		σ_B		Type		σ_B	
C		SS-41	HT-50	CW		SS-41	HT-50
	CP	49.36	54.01		CWB	50.00	53.2
	CC	54.37	54.00		CWC	54.4	68.7
	CD	47.23	63.55		CWD	54.7	66.4
	CE	43.04	58.73		CWE	52.1	59.2
S	SC	53.3	58.4	SW	SWC	54.5	
	SD	55.5	65.4		SWD	55.7	
	SE	47.9	55.6		SWE	48.2	

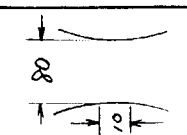
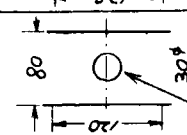
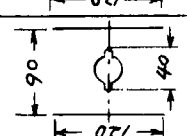
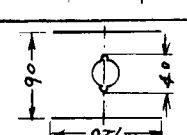
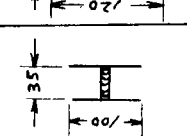
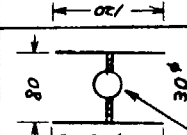
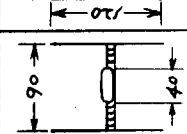
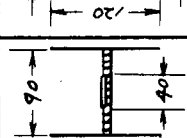
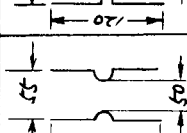
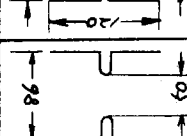
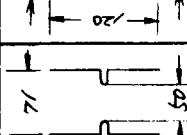
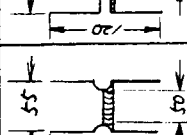
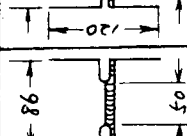
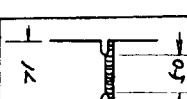
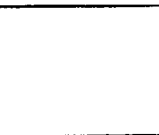
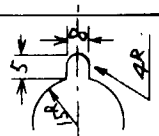
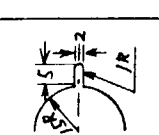
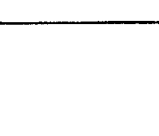
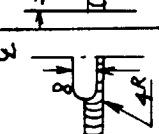
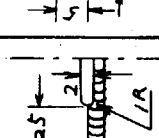
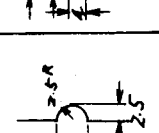
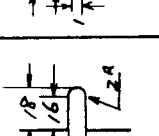
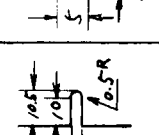
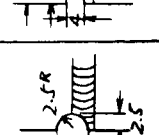
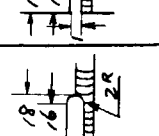
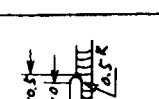
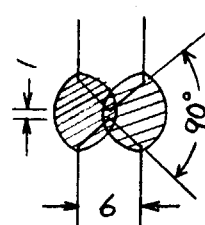
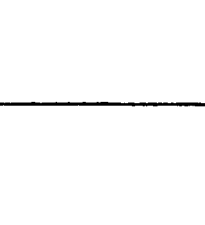
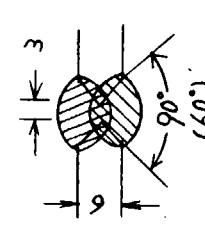
Stress Concentration Factor α (by Neuber chart)																			
C						CW				S				SW					
	C_P	C_C	C_D	C_E	C_{WB}	C_{WC}	C_{WD}	C_{WE}	S_C	S_D	S_E	SW_C	SW_D	SW_E					
SS-41	1.0	2.2	4.0	7.2		2.2	4.0	7.2	2.2	4.0	7.2	2.2	4.0	7.2					
HT-50	1.0	2.2	4.0	7.2		2.2	4.0	7.2	2.2	4.0	7.2	2.2	4.0	7.2					
Parallel part																			
Shape of Notch																			
Details of Butt Welded Part																			
Type CWB						Type CW				Type SW									
																			

Fig. 1.2.1 Shape and Size of Specimens

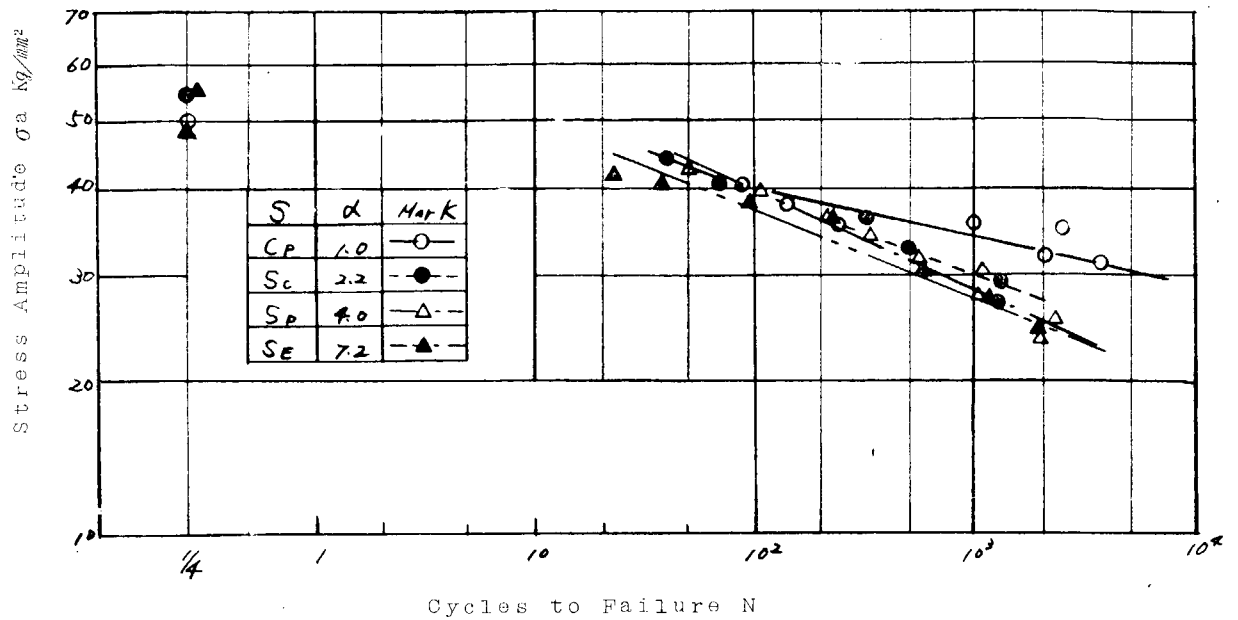


Fig. 1.2.3 σ_a -N Curves for SS-41

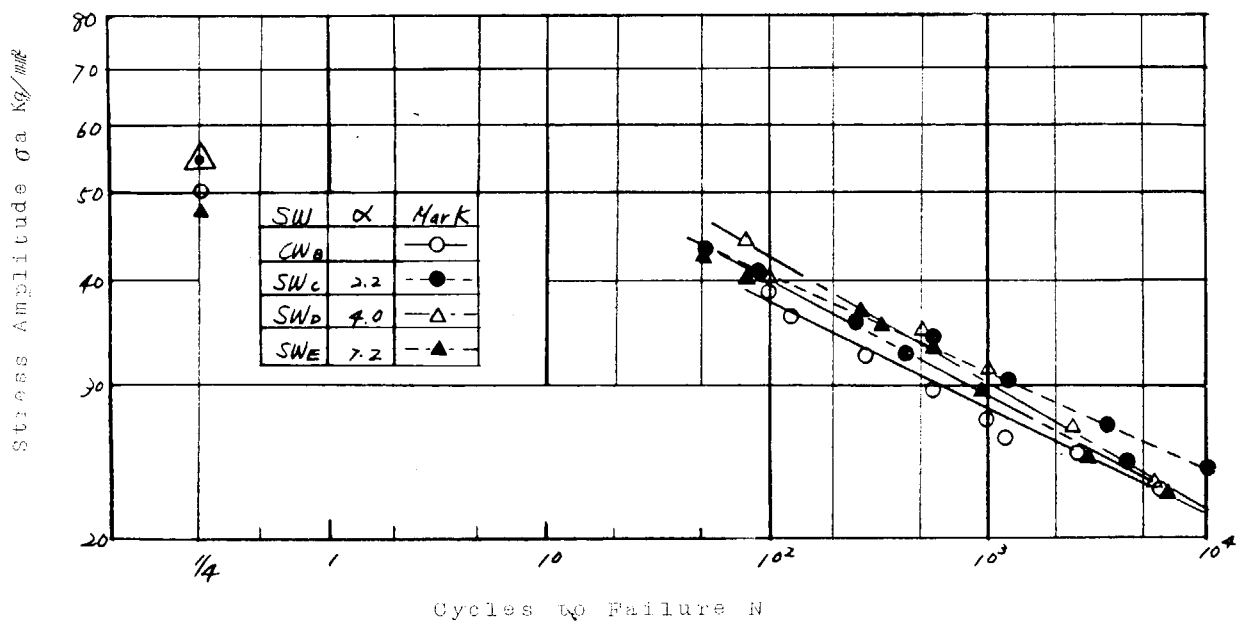
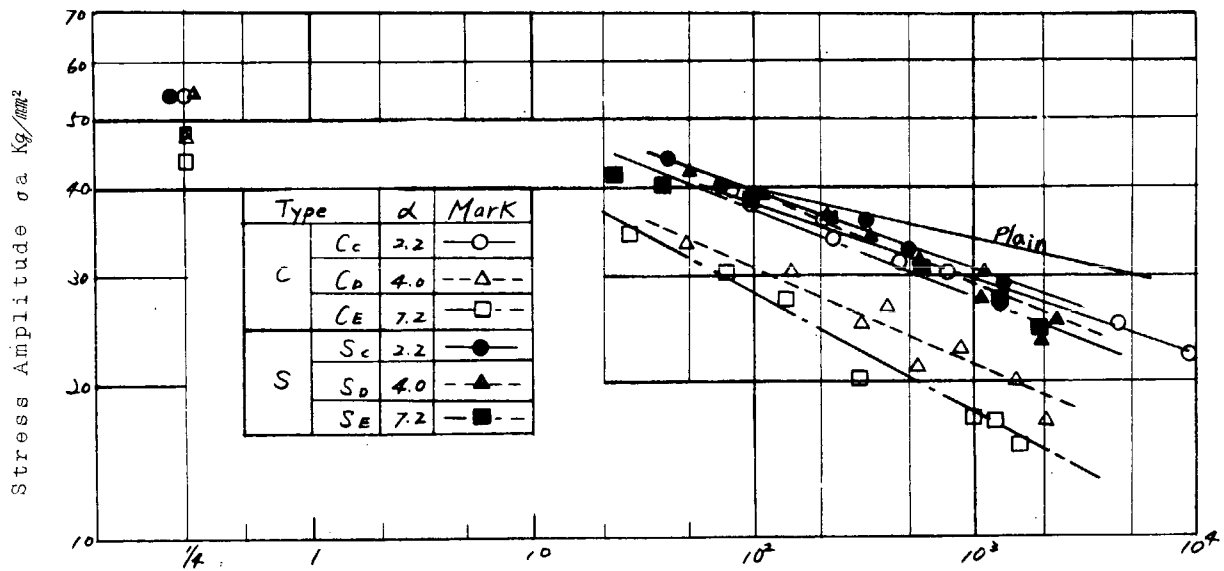
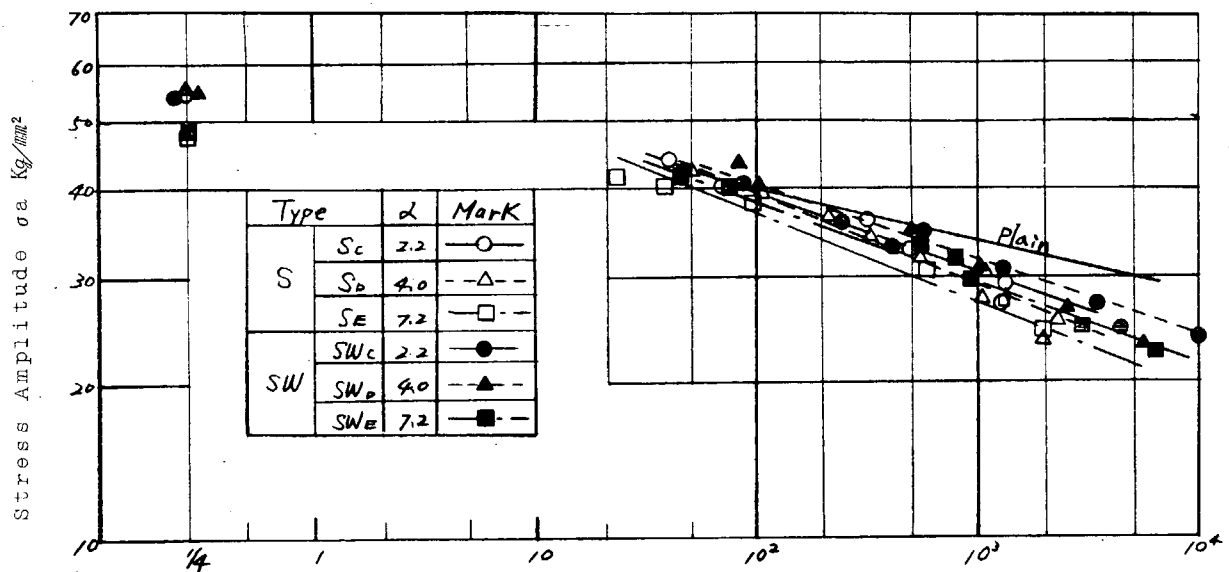


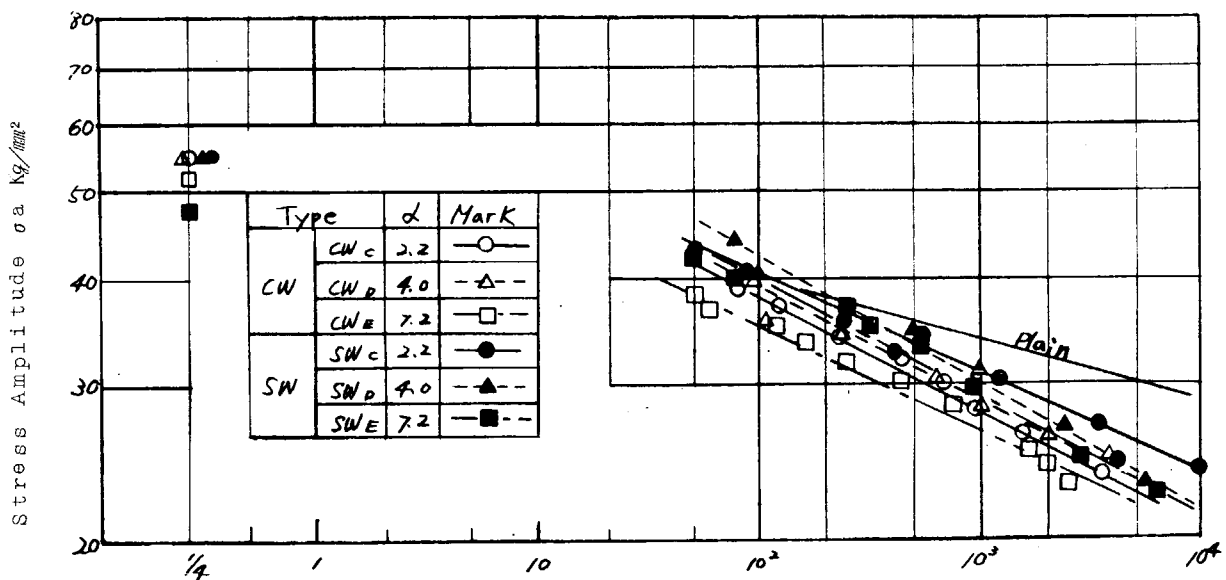
Fig. 1.2.4 σ_a -N Curves for SS-41



Cycles to Failure N
Fig. 1.2.5 σ_a -N curves for SS-41



Cycles to Failure N
Fig. 1.2.6 σ_a -N Curves for SS-41



Cycles to Failure N
Fig. 1.2.7 σ_a -N Curves for SS-41

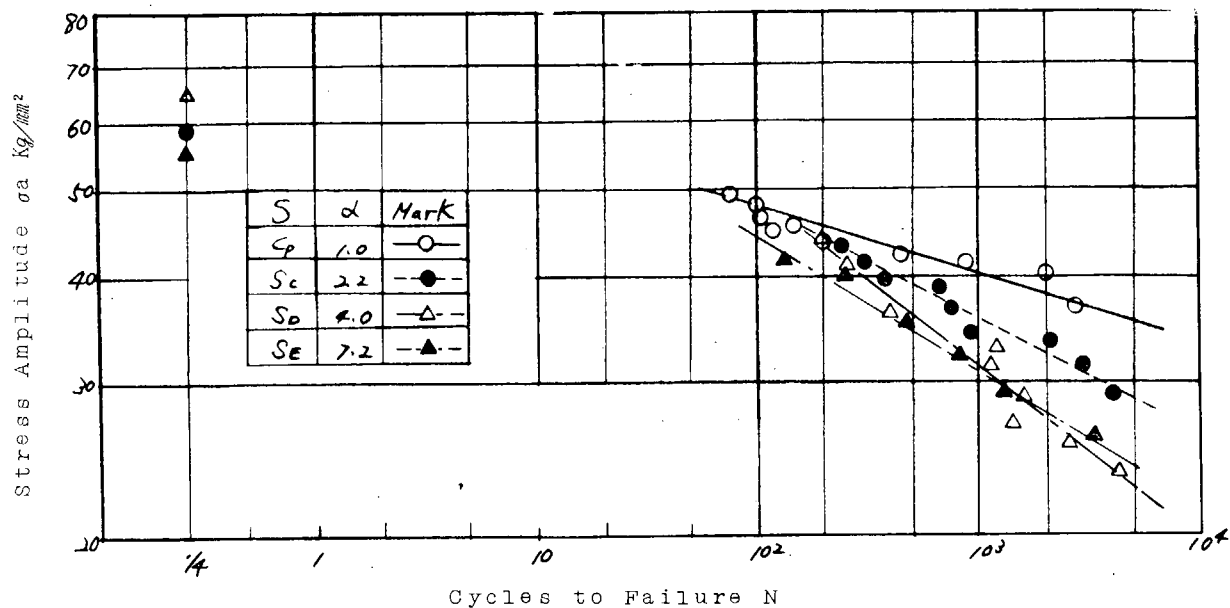


Fig. 1.2.8 σ_a -N Curves for HT-50

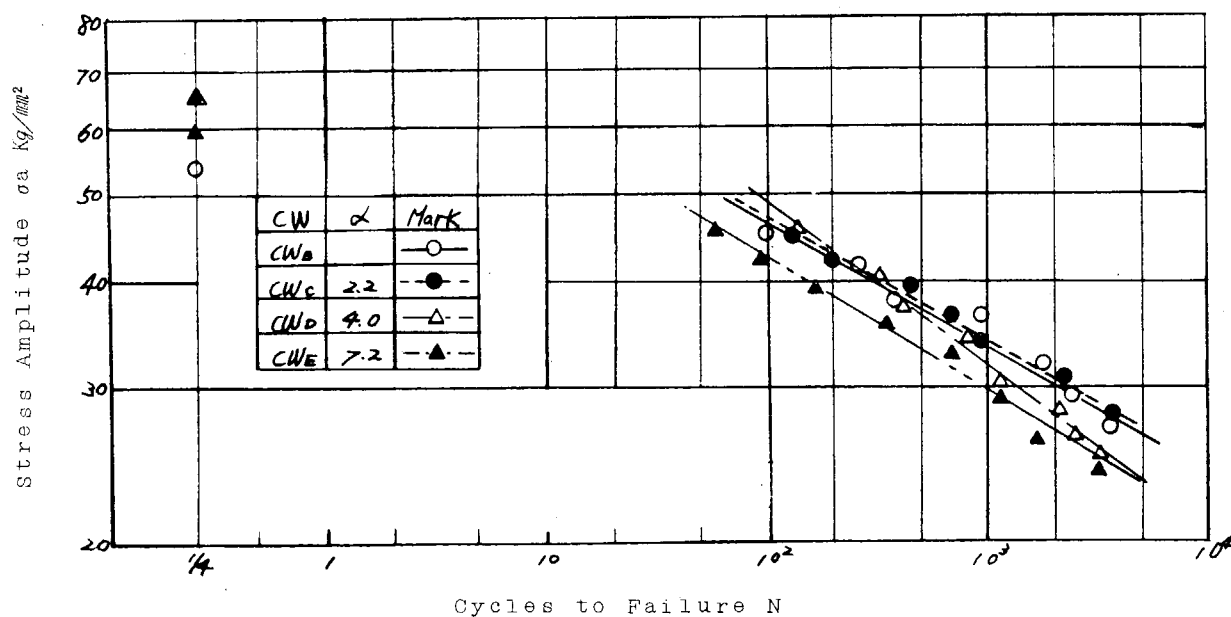


Fig. 1.2.9 σ_a -N Curves for HT-50

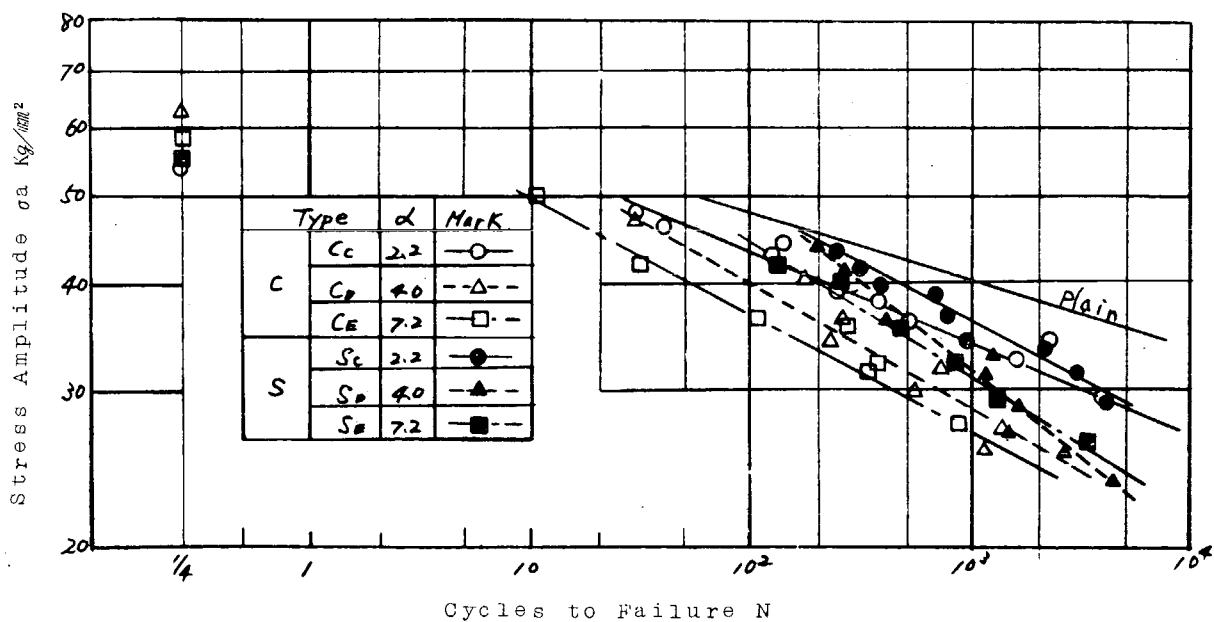


Fig. 1.2.10 σ_a -N Curves for HT-50

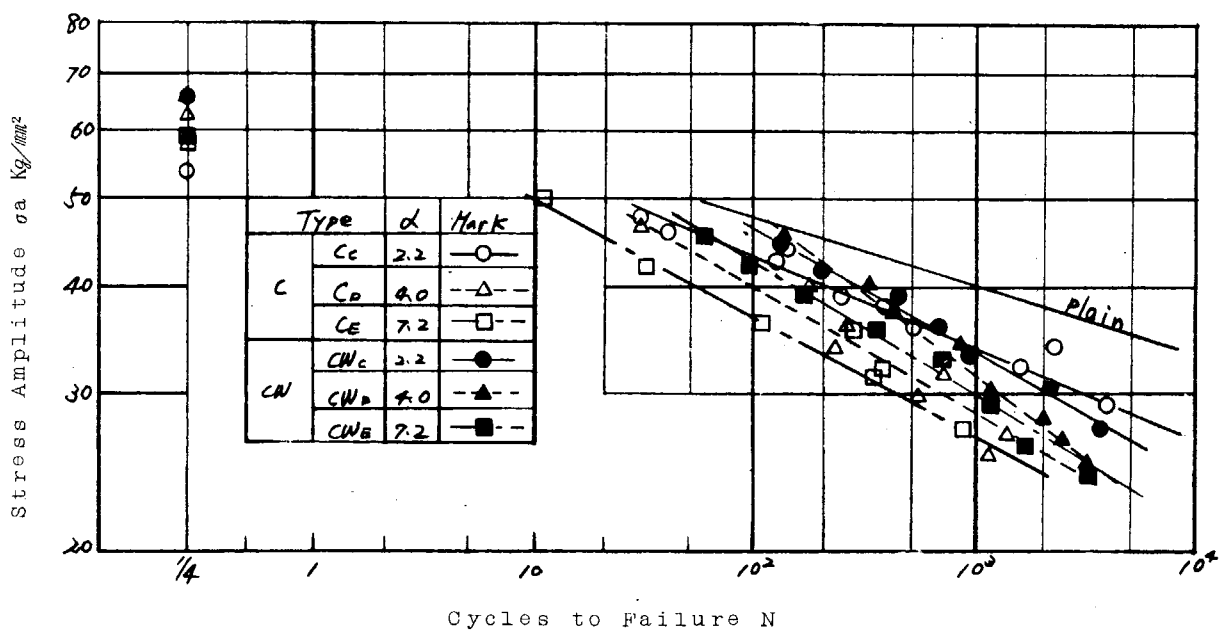


Fig. 1.2.11 σ_a -N Curves for HT-50

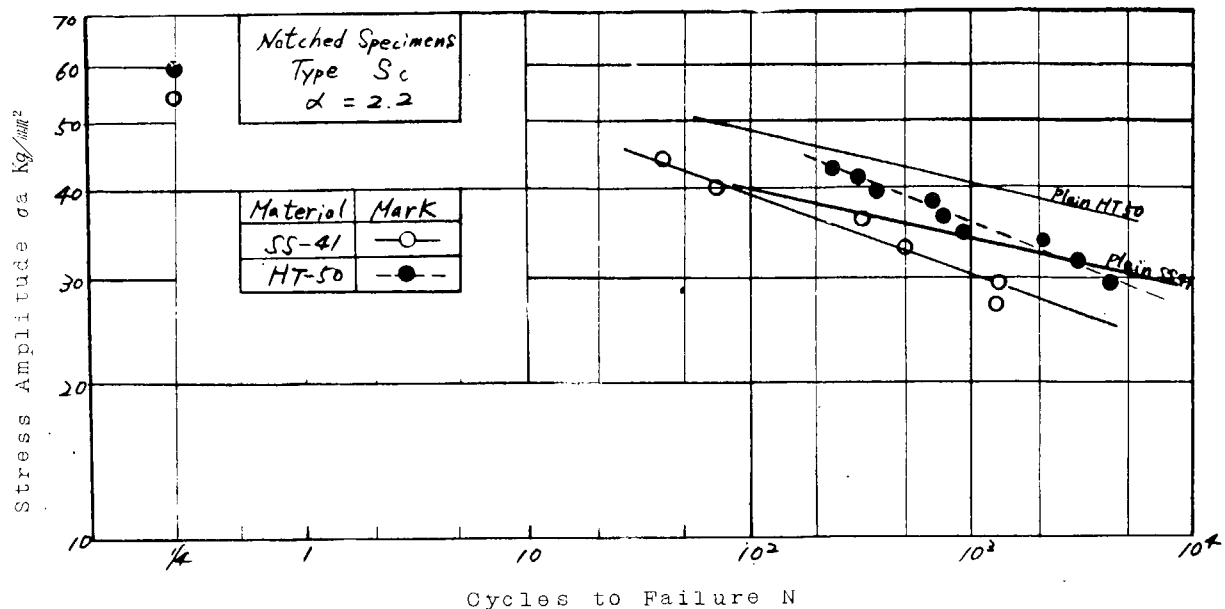


Fig. 1.2.12 σ_a -N Curves for Notched Specimens

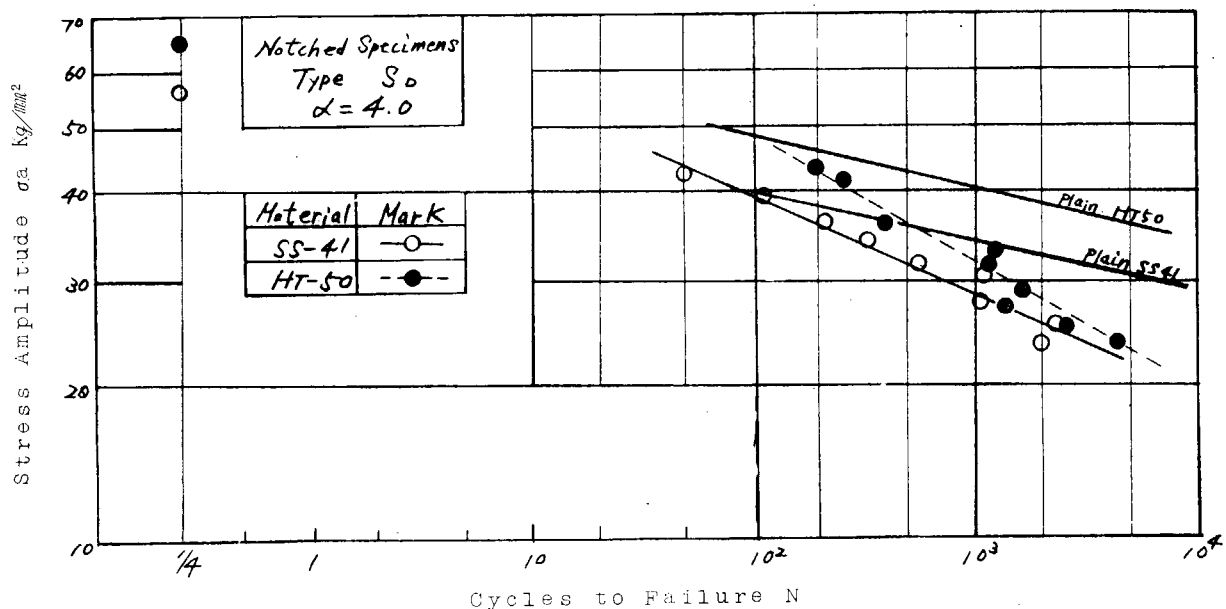


Fig. 1.2.13 σ_a -N Curves for Notched Specimens

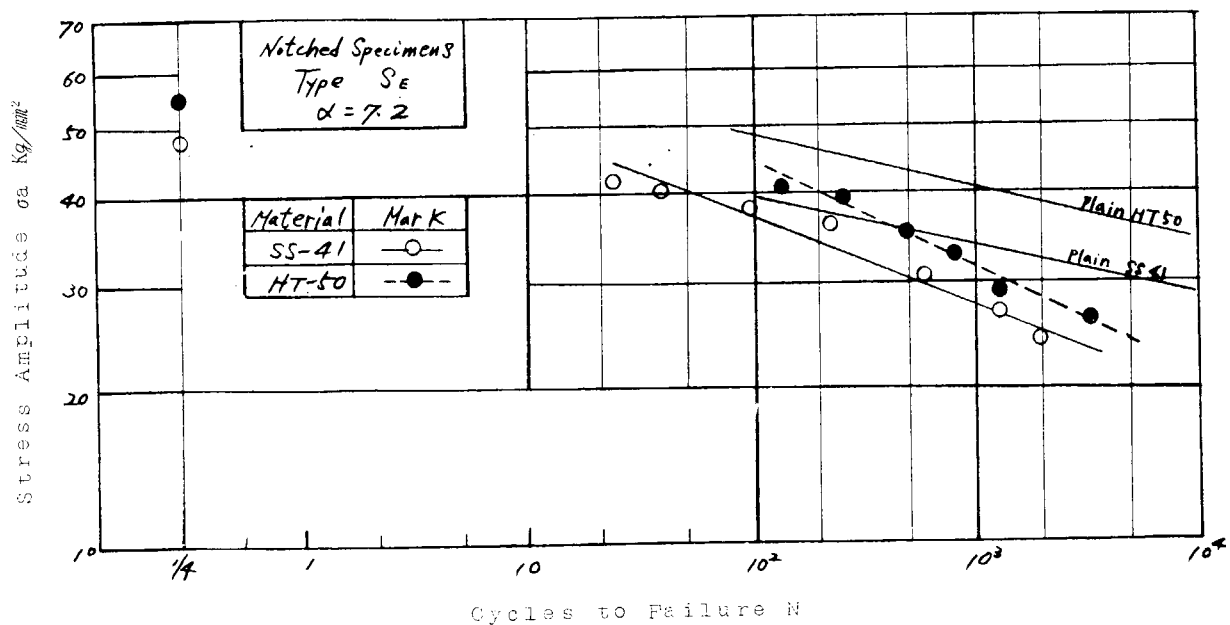


Fig. 1.2.14 σ_a -N Curves for Notched Specimens

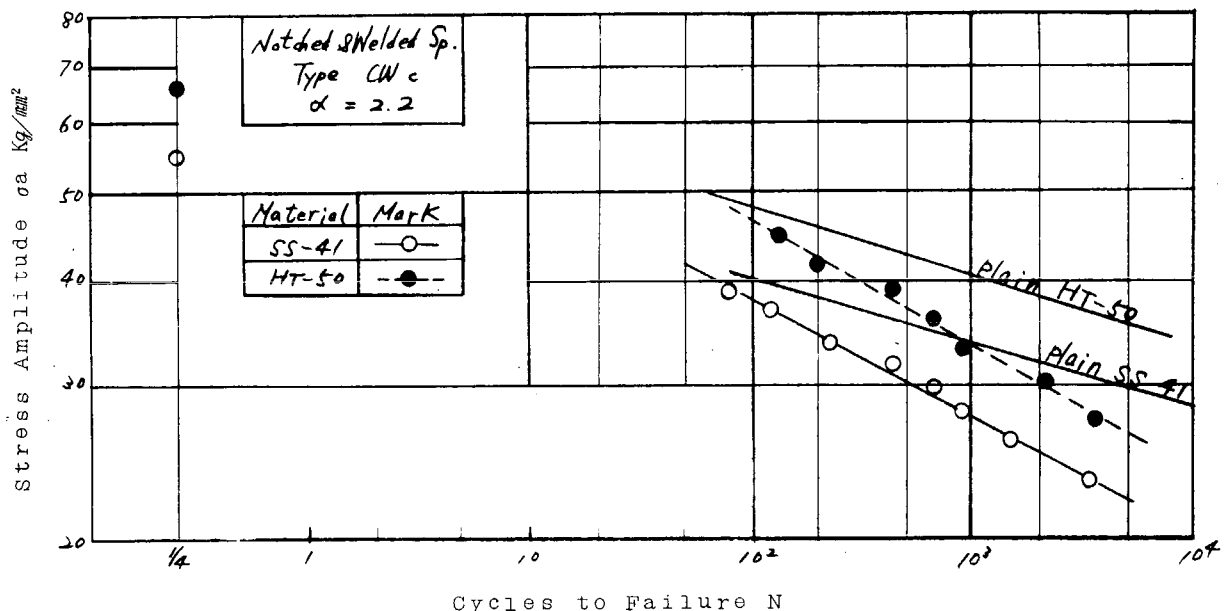


Fig. 1.2.15 σ_a -N Curves of Not & Welded Sp

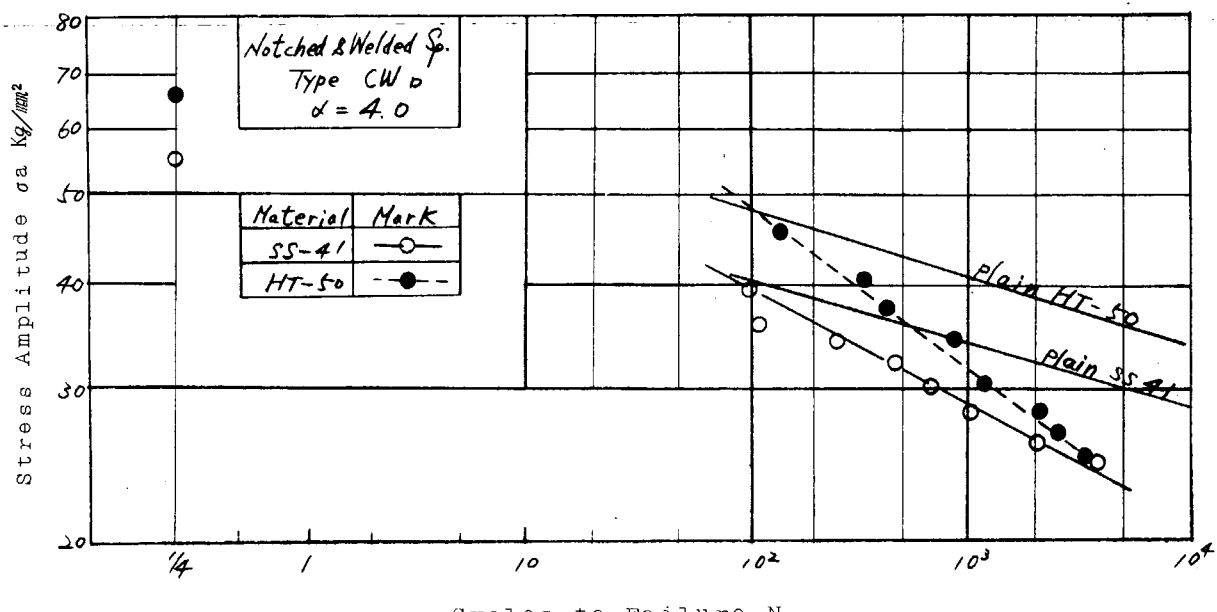


Fig. 1.2.16 σ_a -N Curves for Not & Welded Sp.

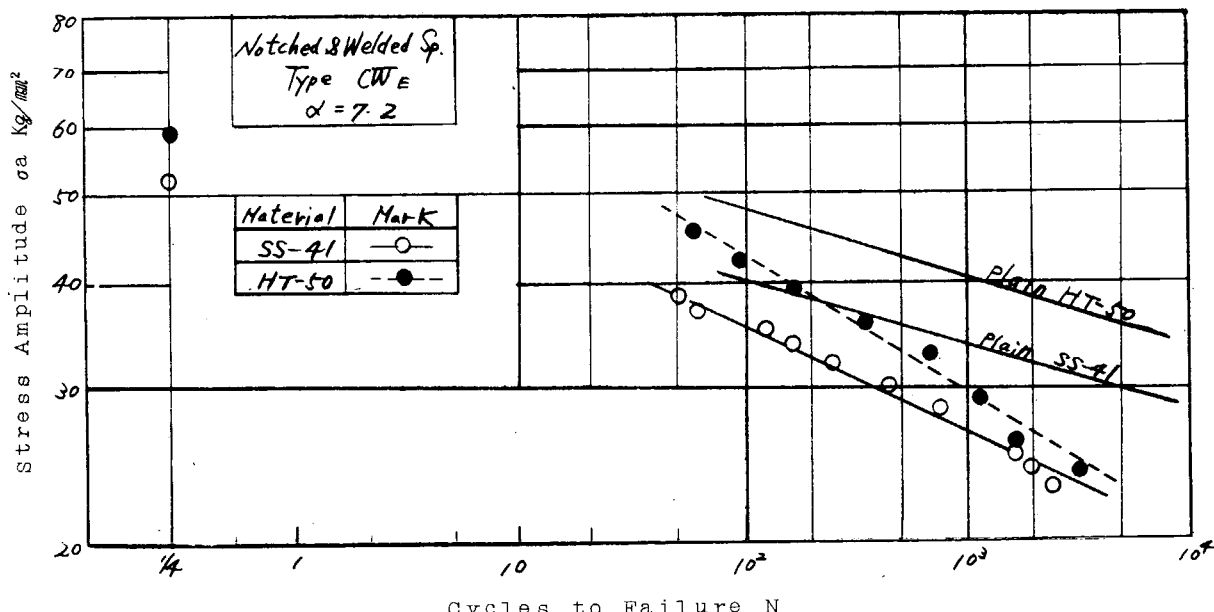


Fig. 1.2.17 σ_a -N Curves for Not & Welded Sp.

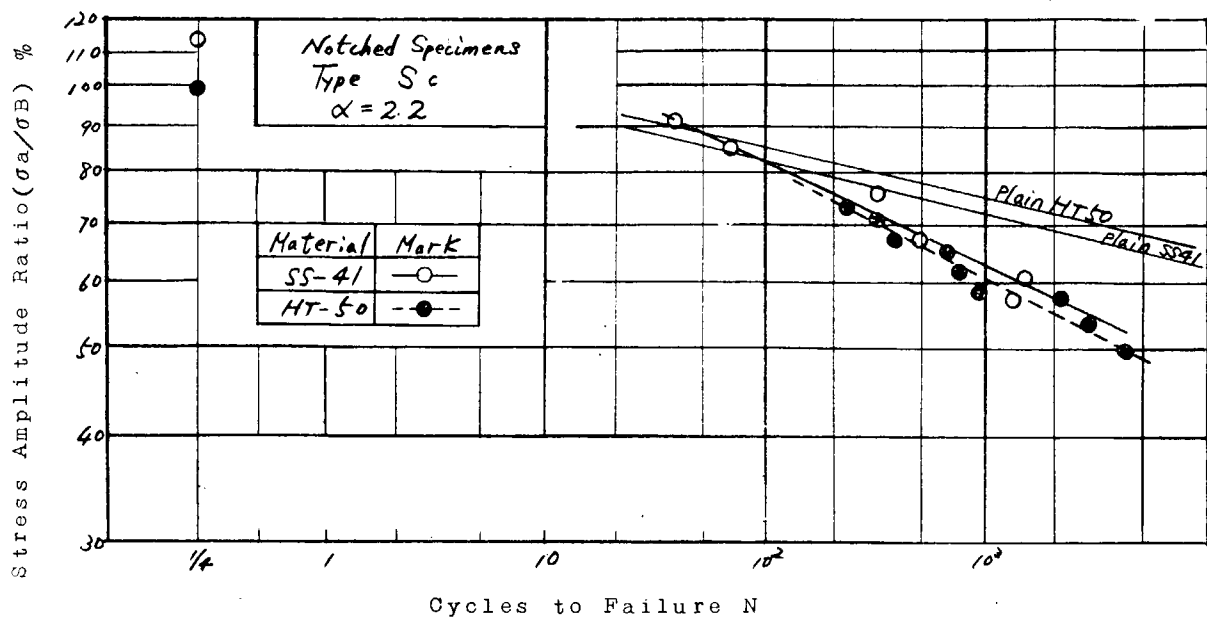


Fig. 1.2.18 σ_a/σ_B -N Curves for Not. Specimens

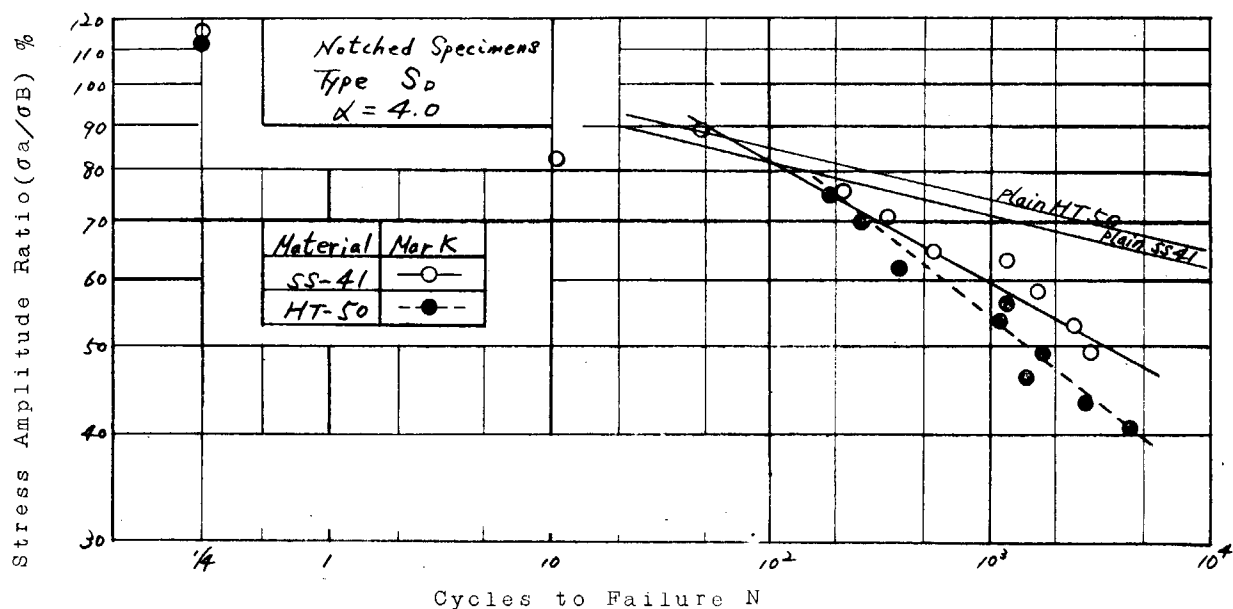


Fig. 1.2.19 σ_a/σ_B -N Curves for Not. Specimens

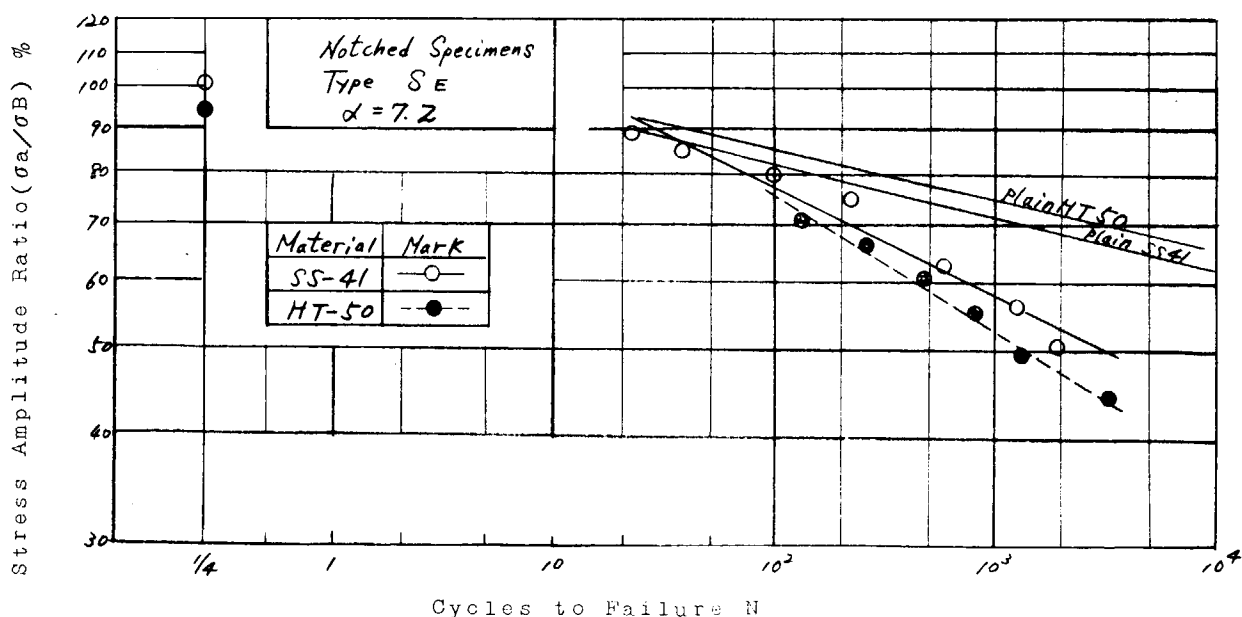


Fig. 1.2.20 σ_a/σ_B -N Curves for Not. Specimens

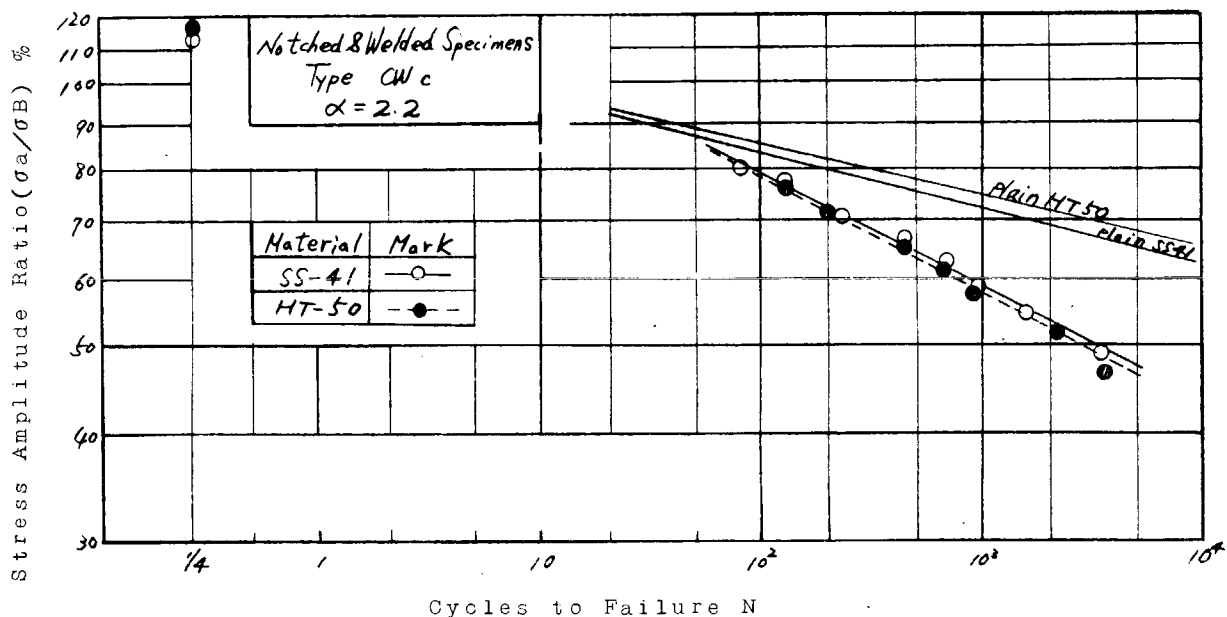


Fig. 1.2.2.1 σ_a/σ_B -N Curves for Not. & Welded Sp.

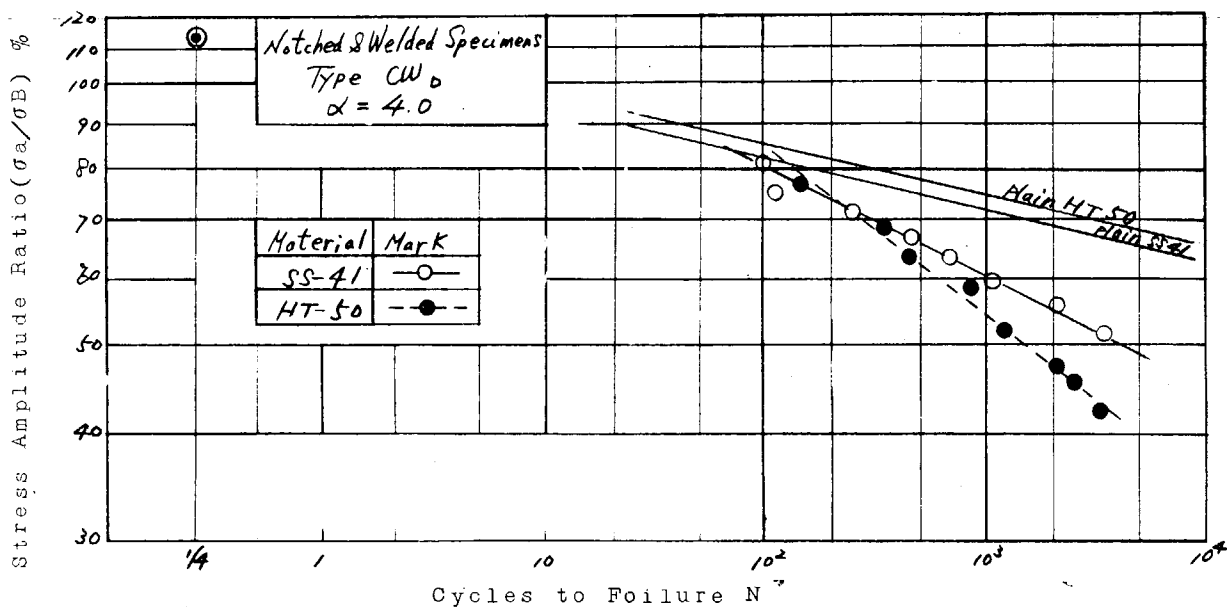


Fig. 1.2.2.2 σ_a/σ_B -N Curves for Not. & Welded Sp.

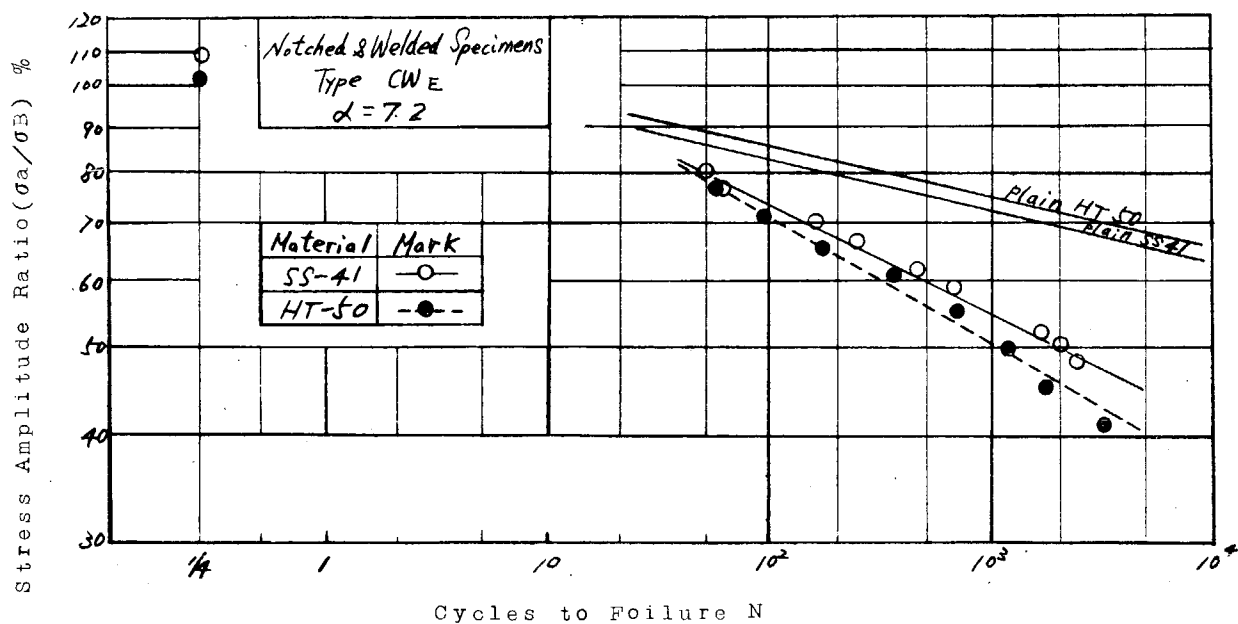


Fig. 1.2.2.3 σ_e/σ_B -N Curves for Not. & Welded Sp.

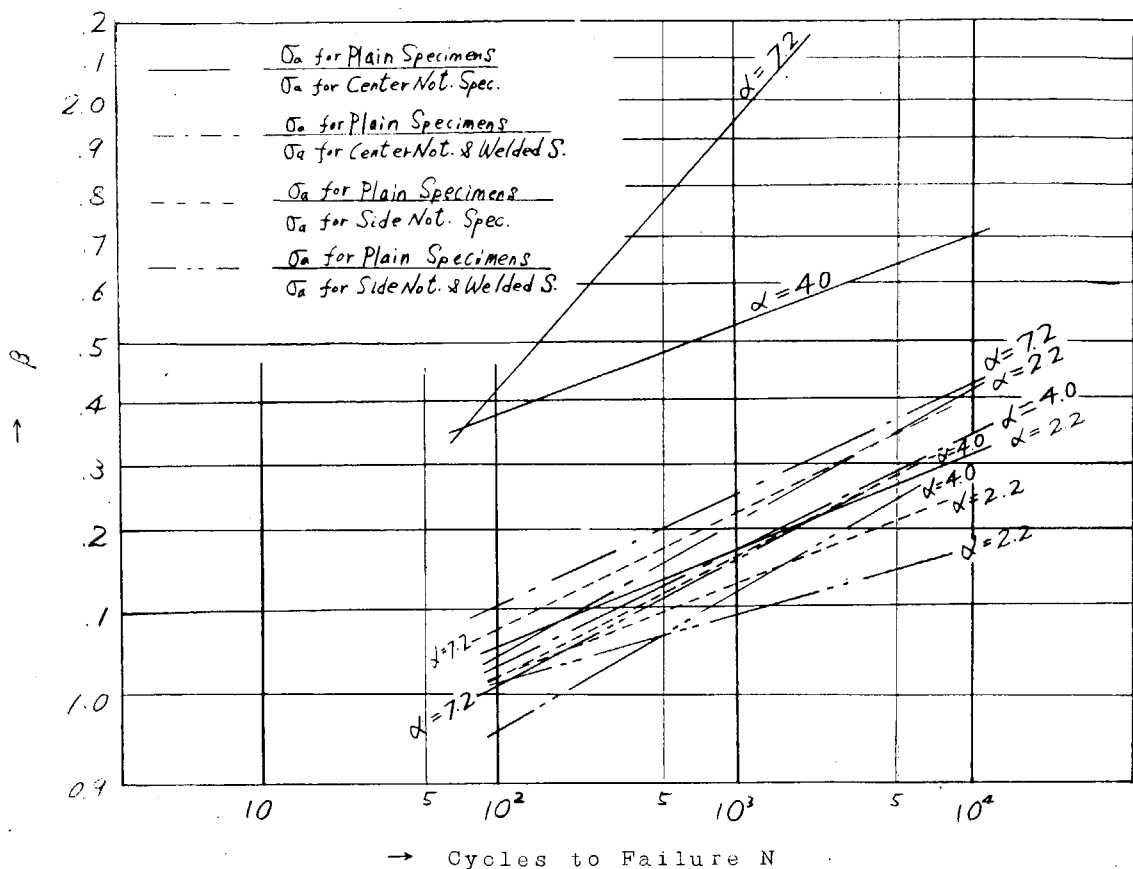


Fig. 1.2.2.4 β -N Curves for SS-41

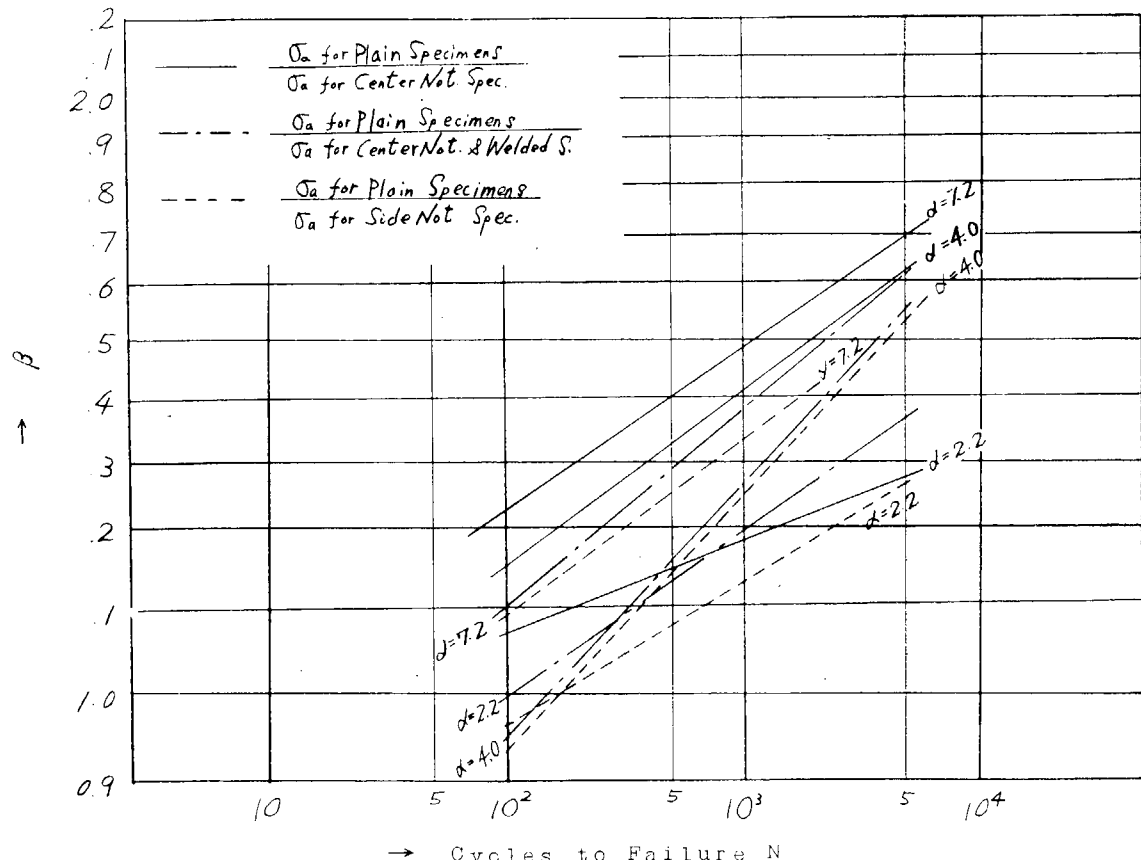


Fig. 1.2.2.5 β -N Curves for HT-50

Side Notched Specimens	S	—
Center Notched & Butt Welded Specimens	CW	- - -

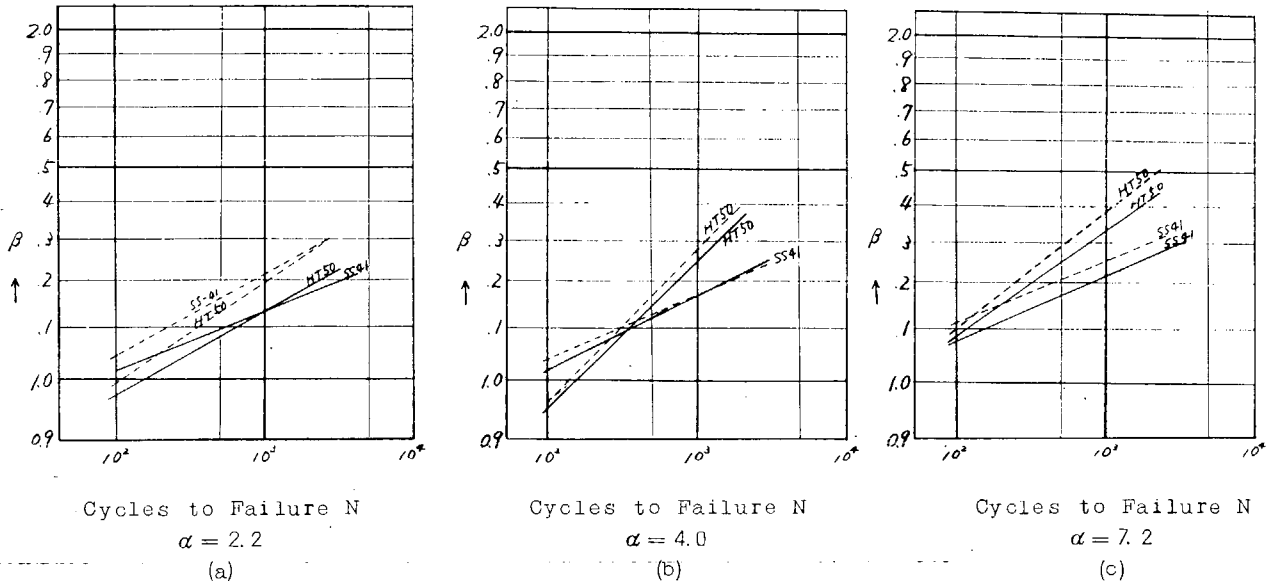


Fig. 1.2.2.6 β -N Curves for Side Notched and Center Notched & Butt Welded Specimens

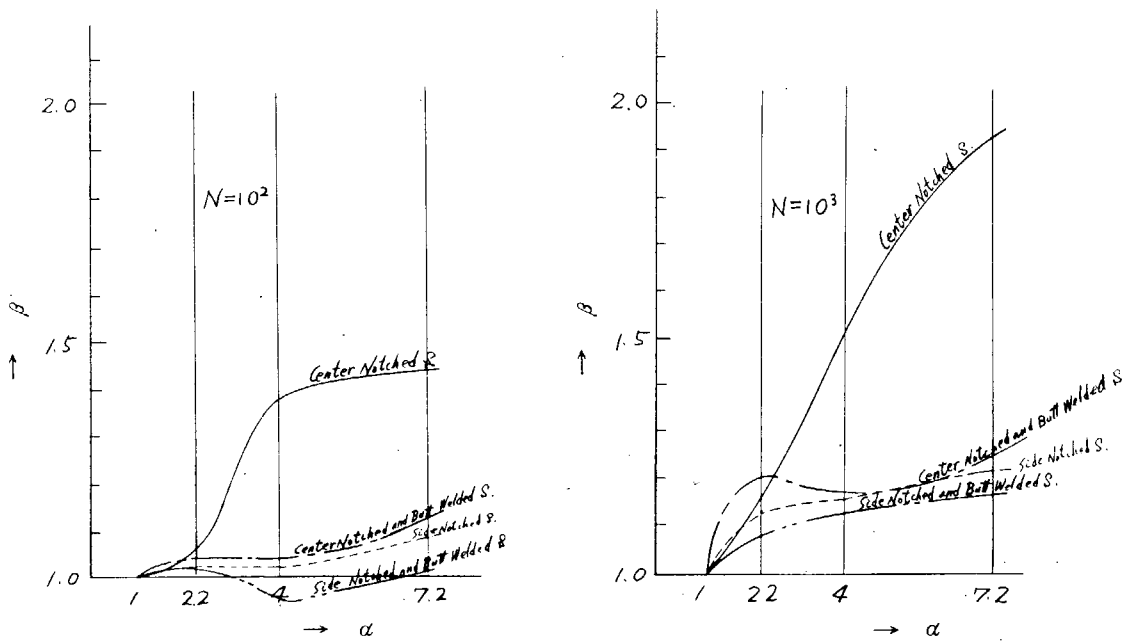


Fig. 1.2.2.7 Relation between α and β for SS-41

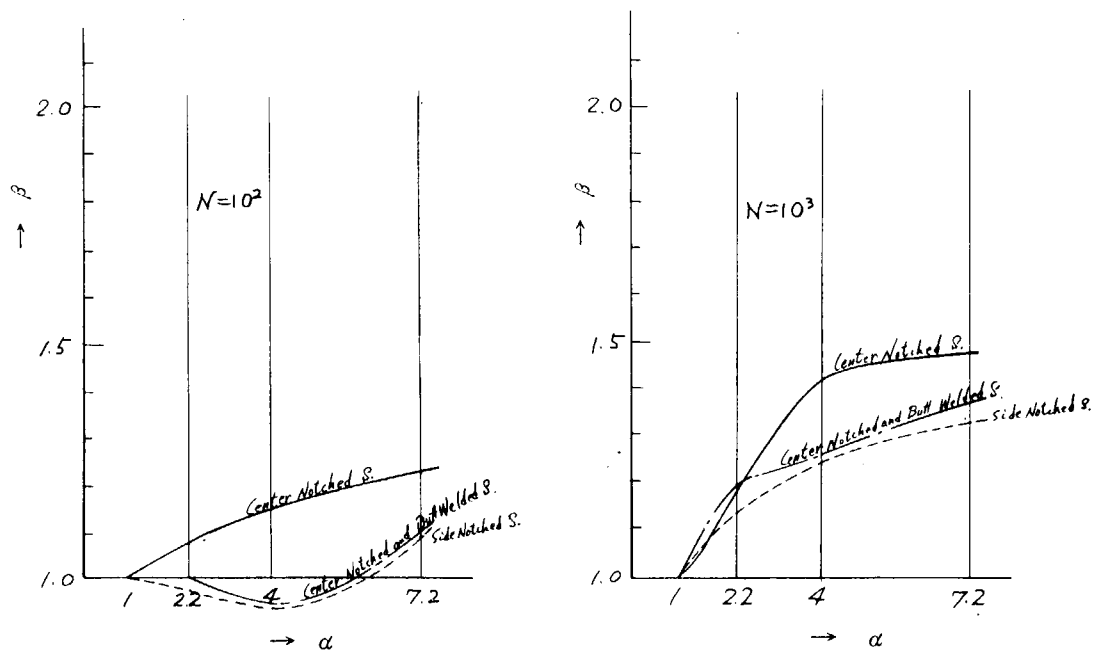


Fig. 1.2.28 Relation between α and β for HT-50

2 高張力鋼の切欠部の疲労強度ならびに切欠部間の干渉が疲労強度におよぼす影響

2.1 開孔試験片の疲労強度

2.1.1 目 的

前年度軟鋼板の開孔切欠試験片の引張片振りの低サイクル疲労試験を実施し、サイクリッククリープの特性などを検討したが、本年度はこれに続いて、50 Kg/mm²級の高張力鋼について同様の試験を行なうこと、および2個以上の円孔切欠が近接する場合の切欠の相互干渉について検討することを目的とした。

2.1.2 試 験

(a) 試験装置

試験装置は、30トン万能材料試験機に、ブルドン管式の圧力スイッチで最大・最小圧力を制御する低サイクル油圧制御装置を附加したものを前年に引続いて使用した。スイッチ部に故障が多く、試験進行が深り勝ちであつたので、新たに小型油圧シリンダとコイルバネを用いた圧力スイッチを考案試作した。これによつて最大荷重のすぐれた均一性が保つことが容易となつた。

(b) 試験片

試験材は高張力鋼SM50Aおよび軟鋼SS41の厚さ6mmの板で、Table 2.1.1にその機械的性質を示す。

Table 2.1.1 供試材の機械的性質

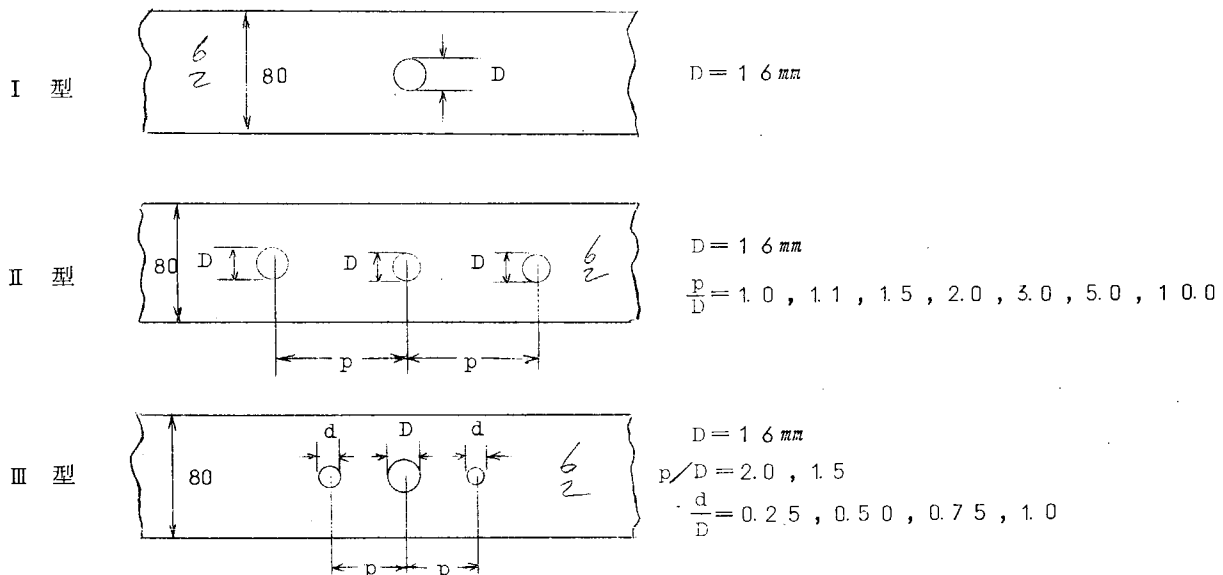
材 料	降 伏 点 σ_y (Kg/mm ²)	引張強さ σ_B (Kg/mm ²)	伸 び (200mm)%
SM50A	42	58	24
SS41	29	46	20

試験片はいずれも平行部板幅80mm、板厚6mmの板に円孔切欠をつけたもので、Fig. 2.1.1に示す通り次の3種とした。

I 型 中央に円孔1個を有するもの

II 型 直径の等しい2円孔または3円孔を有するもので、円孔の間隔を変化させたもの

III 型 中央の円孔の両側に小円孔を2つあけたもので直径比を変化させたもの



(c) 試験方法

試験は荷重一定の片振り引張り試験で、繰返速度は大体30 cpmとした。荷重波形は三角形である。

2.1.3 試験結果および考察

本年度行なつたHT50のI型試験片、SS41のII型試験片のS-N線図をFig. 2.1.2に示す。同図に併記したSS41のI型試験片のS-N線図は昨年度行なつたもので、孔径30mmのものである。同じI型でもこの場合、孔径16mmのものは弾性応力集中率約2.7、30mmのものは約2.5となつている。

当初計画したシリーズ試験が、装置の故障その他のため現在若干未了のものがあるので、比較検討して結論を求めるにはやや不十分で、目下試験続行中である。

切欠相互の干渉による切欠緩和の効果は、Fig. 2.1.3に示す通りで、等径の円孔が並ぶ場合、 P/D が3以上の場合は、疲労強度は単孔の場合とほとんど変わらないが、それよりも近接すると切欠効果が緩和されて寿命が長くなる傾向がみられる。さらに p/D が2以下に近接すると再び寿命が短くなるが、この場合はひずみ拘束度などにも大きな変化があり、これまでの範囲とは別個の現象として解析すべきものと思う。

大円孔の近くに小円孔をあけて切欠緩和の傾向を求めたIII型試験片の結果はFig. 2.1.4に示す。 p/D が1.5の場合と2.0の場合で相当傾向が異なるが、ここで示す範囲では、副孔をあけると疲労寿命は若干長くなり、副孔の径が大きい程その効果も大きくなることが認められる。

以上いずれも年度末までには不足データの補充を終る予定であるが、現在ではやや資料不足のため最終結論は次の機会に譲ることとする。

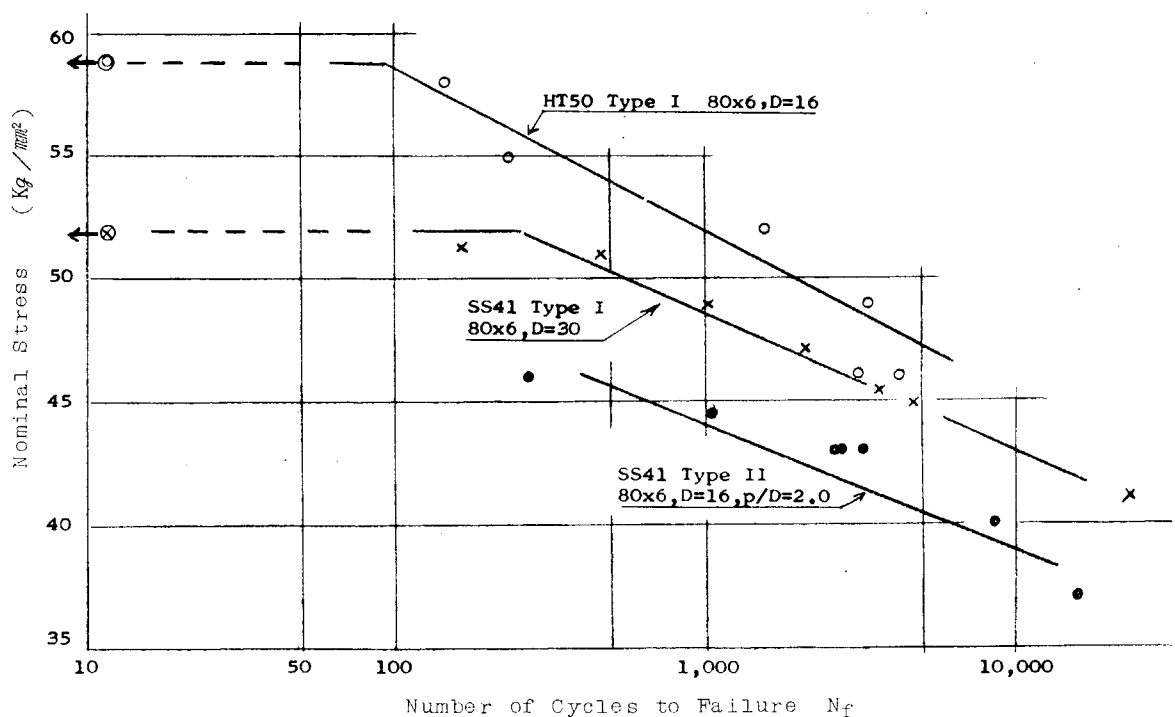


Fig. 2.1.2 S-N Diagrams

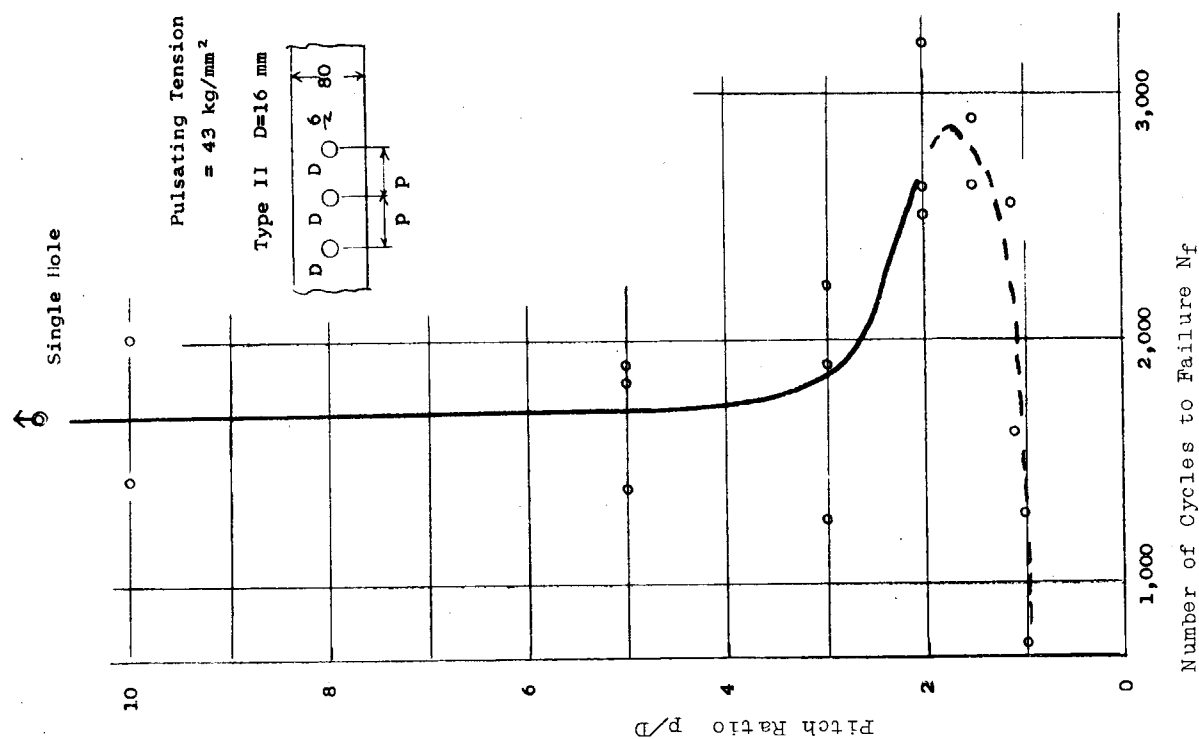


Fig. 2.1.3 Effect of Pitch Ratio

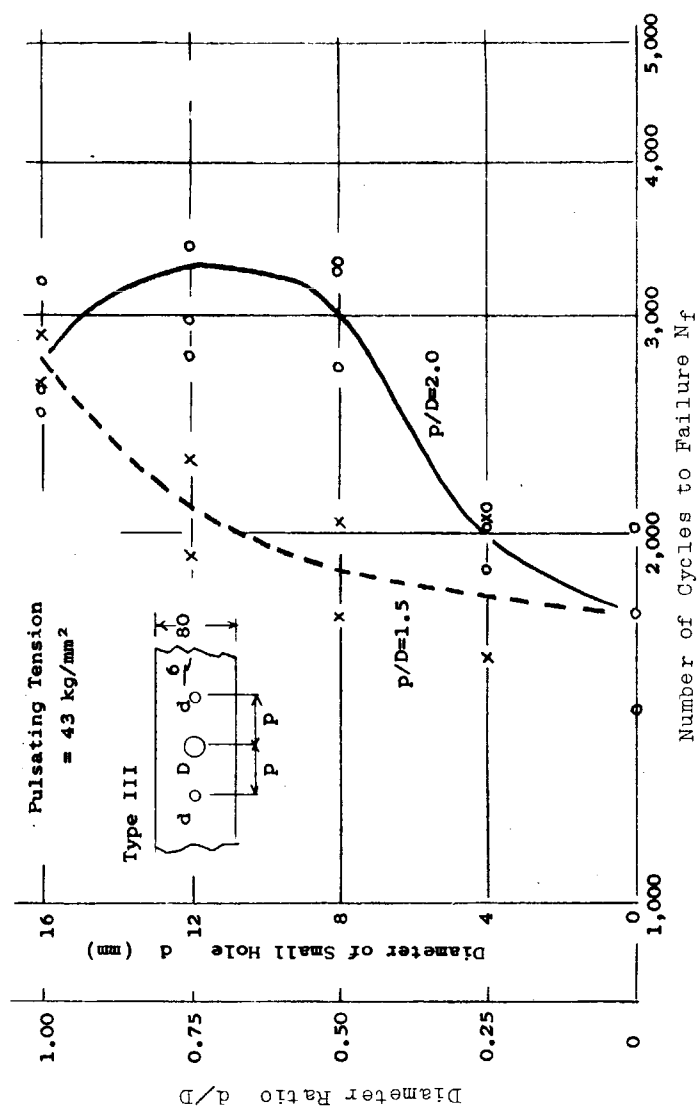


Fig. 2.1.4 Effect of Small Side Holes

2.2 切欠部の疲労強度

2.2.1 目 的

構造物には、屢々同種の切欠が併列して存在する部分があり、このような場合には、切欠が相互にその応力分布に影響を与えることは、光弾性実験⁽¹⁾の示すところである。疲労強度に対しても、その影響が予想されるので、2ヶの同型併列切欠を有する試験片について、切欠の鋭さ、切欠間の距離等が、その低サイクル疲労強度に与える影響について研究するのが本研究の目的である。

2.2.2 試 験

(a) 供 試 材

供試材は、銅板及び銅棒で、その機械的性質をTable 2.2.1に示す。板および棒は供給のまゝとし、板は黒皮付のまゝ使用し、棒は片振引張および回転曲げ試験片の何れにおいても表面を所要径に旋削した。

Table 2.2.1

試験区別	形 状	材 質	試験片厚または径	引張強さ Kg/cm^2	降伏強さ Kg/cm^2
片 振 引 張	板	軟 銅	4.5 mm	34.1	
	棒	同 上	25	46	29
回 転 曲 げ	棒	H. T 50	20	55.8	36.0

(b) 試 験 片

試験片の形状および寸法をFig. 2.2.1に示す。板材では供試材の圧延方向が試験片に加わる荷重の方向と一致するように試験片を採取した。

試験片の切欠形状は図示のように板に対してはU型、棒にはV型のものとし、片振引張試験用としては、

- 切欠間の距離(p)を一定として切欠底の径(r)を変えたもの、
- 切欠底の径(r)を一定として、切欠間の距離(p)を変えたものの2つのシリーズの試験片を用意した。

また回転曲げ試験片では切欠の形状および切欠底の径を一定とし、2ヶの切欠底の公称応力が等しくなるような位置に切欠をつけた。

(c) 試 験 方 法

試験は片振引張および回転曲げの2種で、片振引張試験は板材に対しては、油圧型30 T万能試験機により、また、棒材に対しては同じく油圧型20 T万能試験機によつて行なわれた。繰返し速度は10 cpmである。

回転曲げ試験は片持梁型の試験機により、3.5 cpmの繰返し速度で行なわれた。

2.2.3 試験結果

(a) 片振引張試験

- rが一定、pが変化する場合の結果を、板材についてはFig. 2.2.2に、丸棒についてはFig. 2.2.3に示す。
- pが一定、rが変化する場合については、板材および丸棒の結果を夫々Fig. 2.2.4および2.2.5に示す。

Fig. 2.2.6はFig. 2.2.2より、 $N=10^3$ 、 10^4 の疲労強度を p/c に対して比較して示したものであり、また、Fig. 2.2.7は板の引張試験時の切欠部断面の応力分布を示す例である。

(b) 回転曲げ試験

Fig. 2.2.8は回転曲げ試験より求めたS-N線図である。

2.2.4 試験結果の考察

(a) 片振引張試験

- r=一定 p=変化

Fig. 2.2.2についてみると、切欠1ケの場合のS-N曲線に比べて2ケの切欠を併列させてつけると寿命が増加することがわかる。但し、両切欠が離れて、 p/c が5になると、切欠1つの場合のS-N曲線に近づく傾向を示す。このことは切欠の距離が大きくなると、相互の影響が消えて単独の切欠と同様に見做し得ることから予想されることである。Fig. 2.2.3の丸棒の結果は、 p/c の値に関せず、S-N曲線はほぼ重なることを示す。 σ/σ_B -N関係図で見れば $p/c=0$ のときには、 $p/c=3$ または 5 に比べて寿命がやや低い。

(四) p = 一定 r = 変化

Fig. 2.2.4によれば、 r が大きくなると切欠1ケおよび2ケの場合とも寿命は増加する。また r の如何にかかわらず、切欠1ケの試験片の寿命より2ケの切欠を持つ試験片の寿命が大きい。

Fig. 2.2.5は丸棒についての結果で、 r が鋭いほど寿命が長く、板の場合と全く同様である。

Fig. 2.2.7は、静引張試験で切欠断面に貼付した歪ゲージにより計測した応力分布の一例である。ゲージのベースの幅があるため、切欠底の応力は測定出来なかつたが、この応力分布曲線を延長して、断面の応力の総和が同じ断面の公称応力の和に等しいとの条件から求めた切欠底の応力集中係数を示すと、Table 2.2.2のようになる。同表には、R. E. Petersonの方法による応力集中係数も示したが、両者には可成りの差がみられるが、これは歪ゲージの軸と荷重方向との微小な不一致、幅のある歪ゲージの貼付位置の不正確等に基因するものと思われる。

Table 2.2.2

r	切 欠 数	応 力 集 中 係 数	Petersonの理論値
1	1	6.43	5.11
	2	3.80	
2	2	3.68	3.77
3	2	5.30	3.22
5	1	4.00	2.59

(b) 曲転曲げ試験

結果は、Fig. 2.2.6の通りで、切欠位置および切欠個数が1ケまたは2ケには関係なく、1本のS-N線図が得られた。

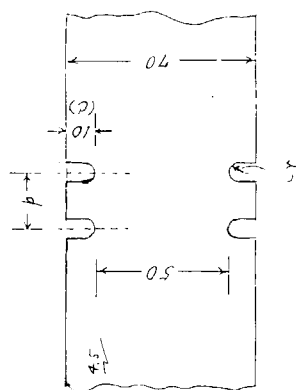
2.2.5 む す び

2ケの切欠が併列する試験片について、低サイクル疲労試験を行ない、次の結論を得た。

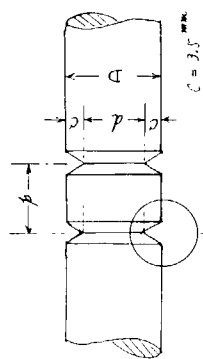
- (a) 板の片振引張では、一定の r に対して p/c がある値の時、疲労寿命が最大になるように見える。
- (b) 丸棒の片振引張では、この傾向は余り明らかではない。
- (c) 同一応力では、切欠底の径が鋭いほど、寿命が短い。
- (d) 回転曲げ試験では、併列切欠が、低サイクル疲労に与える影響は認められない。

参 考 文 献

- (1) 例えば、A. J. Durellid-Others: Proc. SESA, 10, 10(1952) p. 53
- 村上他： - 材料13, 124 (1964) P. 31

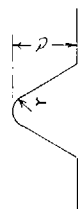


(i) For Repeated Tension



(ii) For Repeated Tension

	D	d
(a)	25	18
(b)	15	8



(iii) For Rotating Bending

	p	d'
(a)	7.4	7.8
(b)	14.3	7.6
(c)	20.9	7.4

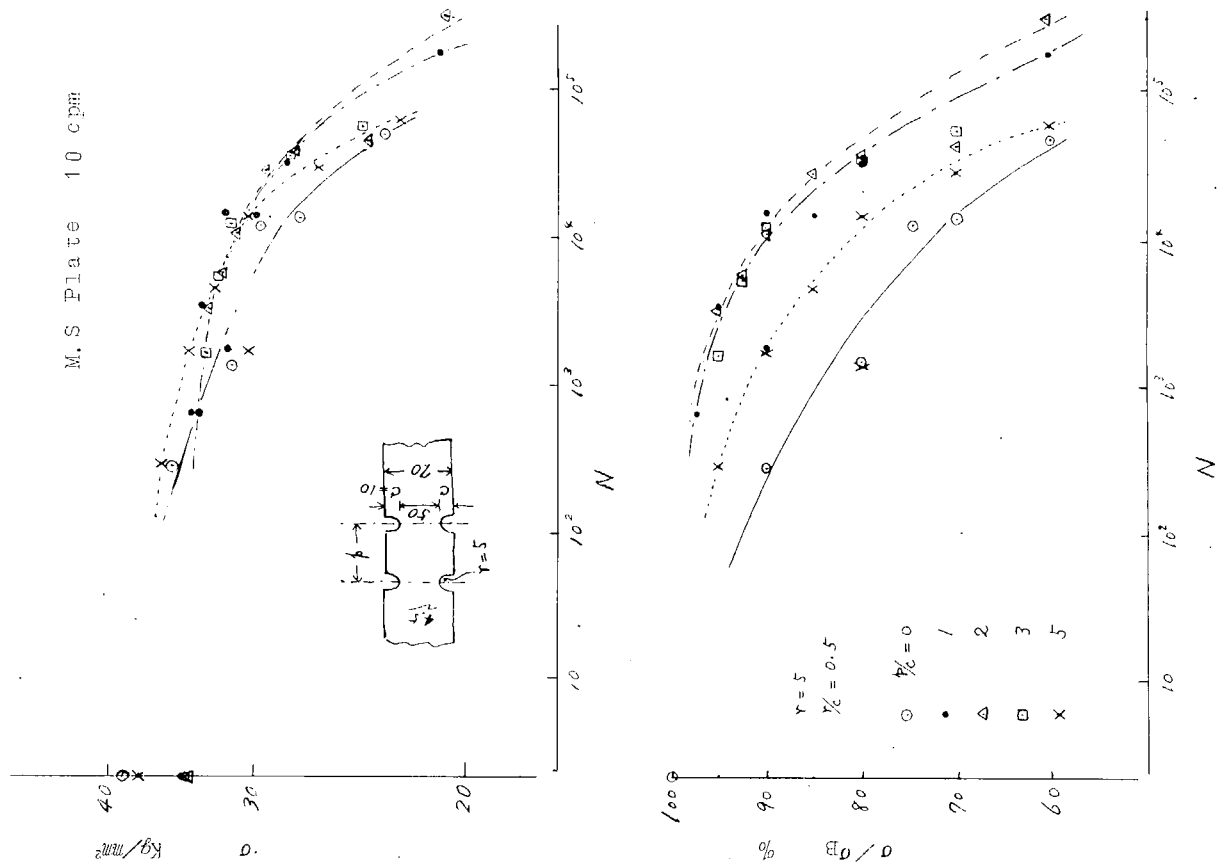


Fig. 2.2.2 Repeated Tension

Fig. 2.2.1 Shape and Size of Specimens

M.S. Circular Bar 10 cpm

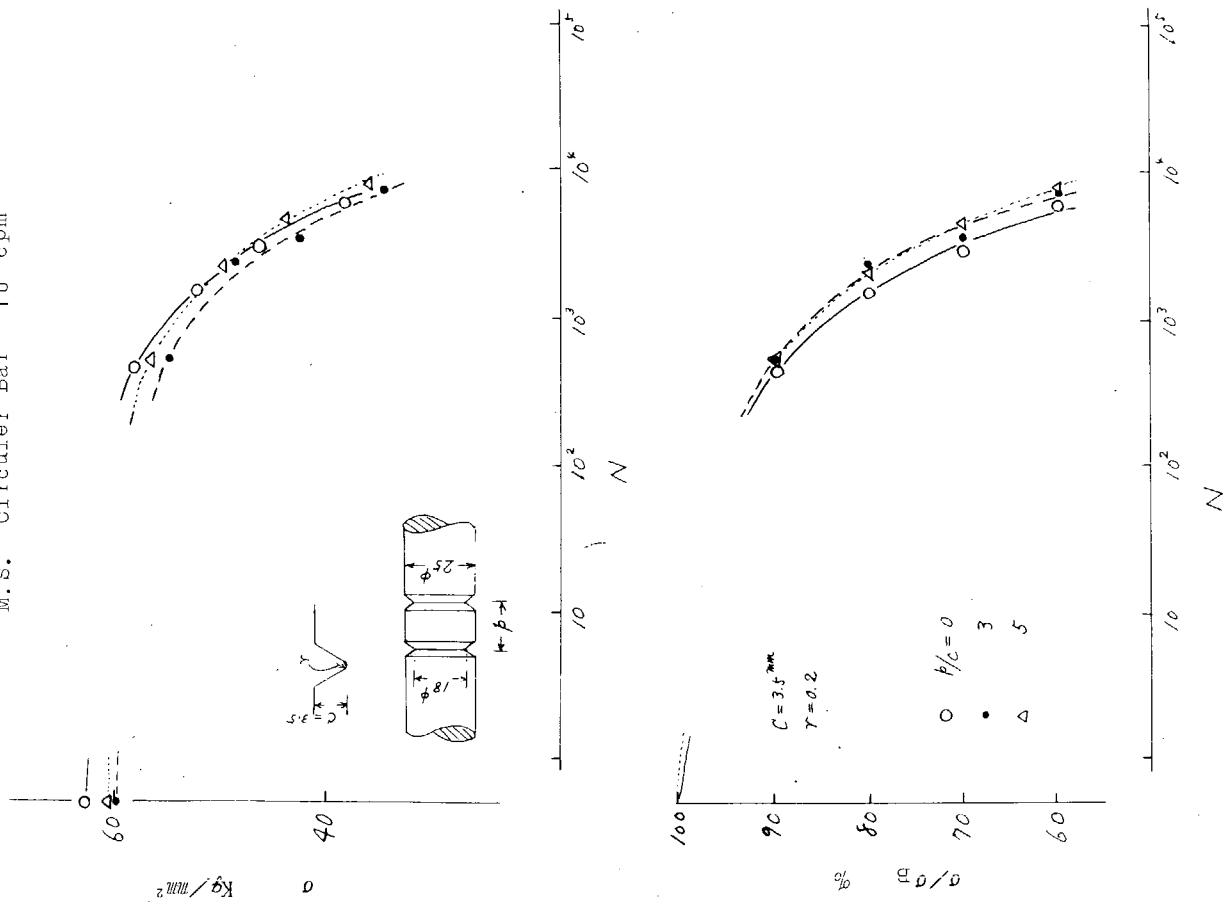


Fig. 2.2.3 Repeated Tension

M.S. plain 10 cpm

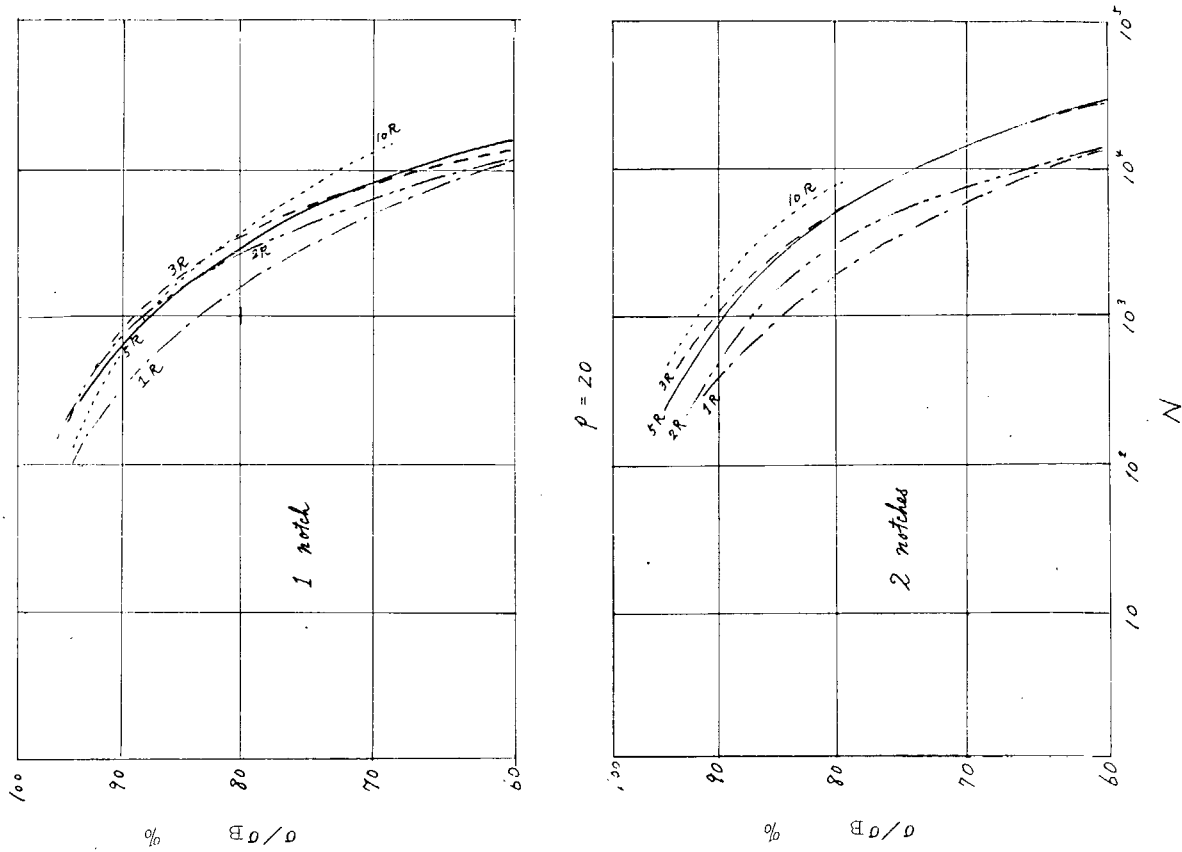


Fig. 2.2.4 Repeated Tension

M.S. circular Bar 10 cpm

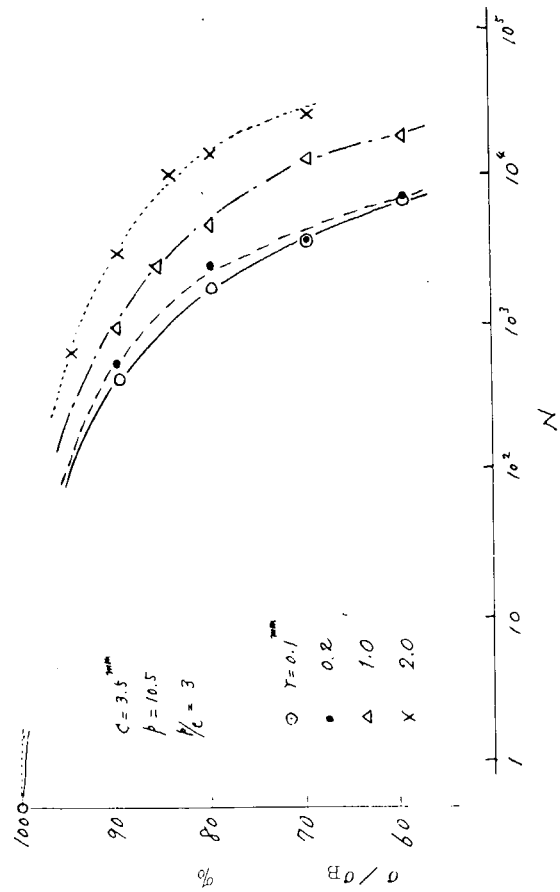
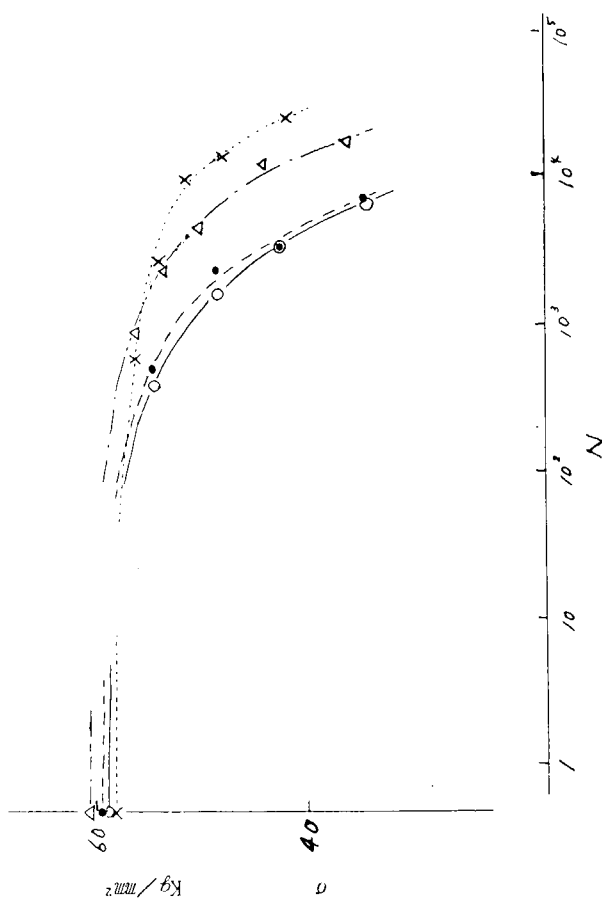


Fig. 2.25 Repeated Tension

M.S. Plate 10 cpm

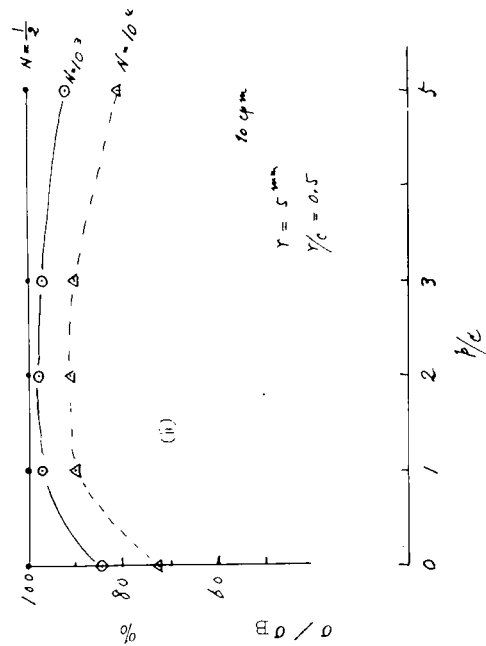
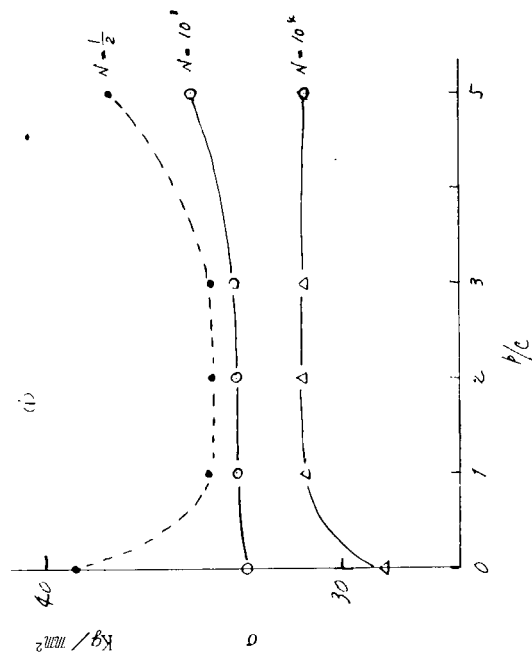


Fig. 2.26 Repeated Tension

Rotating Bending →

H.T. 50 3.5 cpm

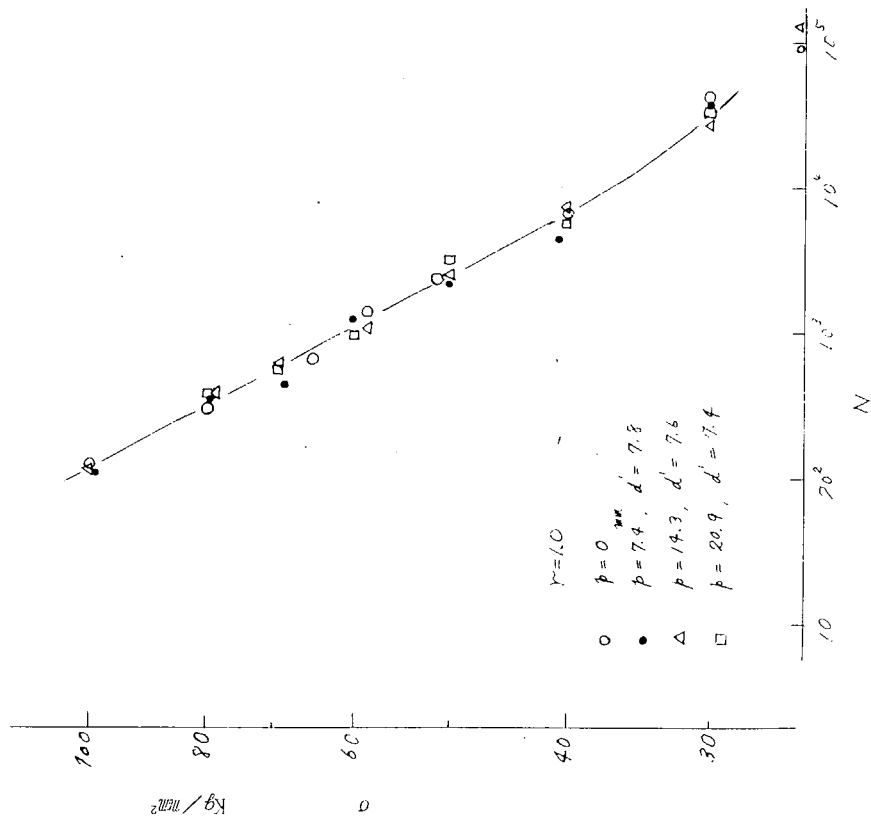
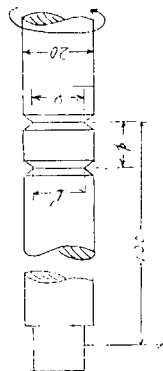


Fig. 2.2.8

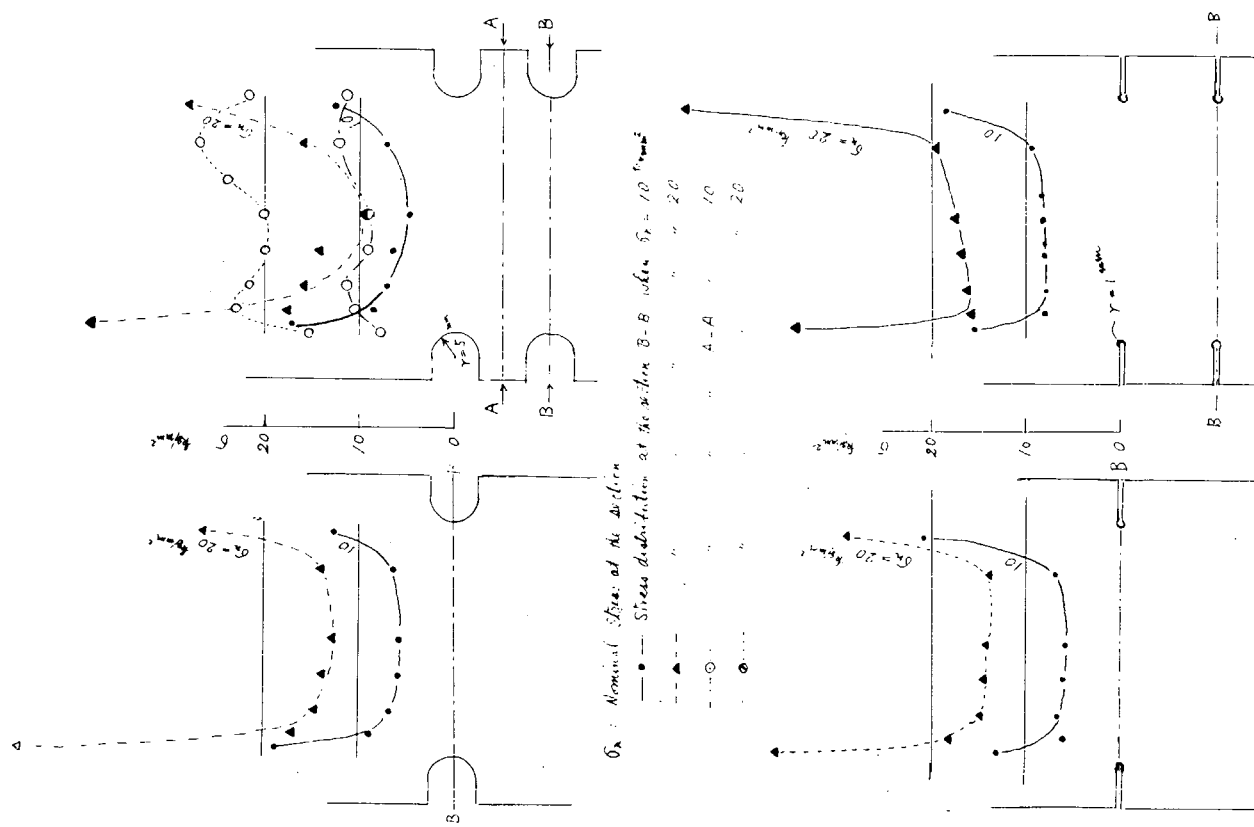


Fig. 2.2.7

3 加工された鋼材の疲労強度

3.1 引張り予歪を受けた突合わせ接手の疲労強度

3.1.1 目 的

引張り予歪を受けた突合わせ接手の疲労強度を調査するため、予歪の値を0%、5%、10%と変えて余盛り付き突合わせ接手の疲労試験を行なった。

前回は軟鋼について試験を行なったが、今回は50キロ級高張力鋼について試験を行なった。

3.1.2 試 験

(a) 試 験 機

本疲労試験に使用した試験機はアムスラー製パルセーターと、東京衡機KK製低サイクル疲労試験装置とである。これら2つの疲労試験機の容量は前者が最大荷重50トン、毎分繰返し数260回、520回である。

後者は最大荷重50トン、毎分繰返し数10回である。

(b) 試 験 片

今回試験した試験片の供試材はSM50Aで、その化学成分および機械的諸性質をTable 3.1.1に示す。

Table 3.1.1 供試材の化学成分および機械的諸性質
(ミルシートから引用したもの)

化 学 成 分 (%)					機 械 的 諸 性 質			
C	Si	Mn	P	S	Y. P. (Kg/cm ²)	T. S. (Kg/cm ²)	伸 び (%)	Bend Test
0.12	0.26	1.20	0.023	0.023	37.6	52.5	26.9	good

まず、Table 3.1.2の図に示すような広幅のバット接手を製作し、これを引張り試験機で引張り、5%および10%の予歪を与えた後、機械加工によりFig. 3.1.1のような形状に仕上げたものである。この場合、余盛部は溶接のまゝになっている。

予歪を与えるとき、中央溶接部を含む標点距離100mmの間で、各箇所の歪量を測定した。歪量の測定値をTable 3.1.2に示した。

また、母材の強度を調査するため、平滑試験片を製作し、疲労試験を行なった。試験片の形状はFig. 3.1.1のものと同様である。

バット接手の溶接は両面一層の自動溶接であつて、その溶接条件等をTable 3.1.3に示す。

Table 3.1.3

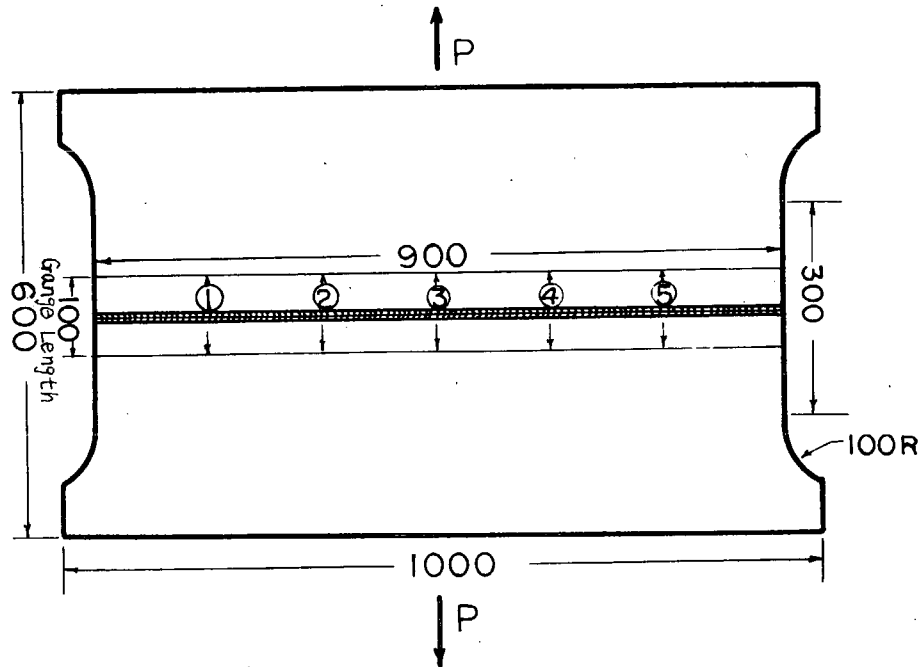
場 所	溶接条件	電 流 (Ap)	電 圧 (Volt)	速 度 (mm/min)	Flux	Wire
F. P.		750	34	550	YF-15 12×150	YC-4.8mmφ
B. P.		650	31	500	〃	〃

(c) 試 験 方 法

アムスラー製パルセーターと、東京衡機KK製、低サイクル疲労試験装置を次の基準で使いわけた。すなわち、引張り強さに近い高応力で、破断までの繰返し数が約 2×10^4 回以下と予想される試験片は低サイクル試験装置（繰返し速度毎分10回程度）を使用し、降伏応力以上で、その破断までの繰返し数が約 $2 \times 10^4 \sim 10^5$ 回と予想される試験片はパルセーターを毎分260回の繰返し速度で使用し、降伏応力以下の試験片はパルセーターを毎分520回の繰返し速度で使用した。試験は破断まで昼夜兼行で行ない、破断しないものは 2×10^6 回で試験を中止した。

荷重はすべて片振引張りの繰返し荷重であつて、この場合の最低荷重は約1 ton（公称応力に換算すると約2 Kg

Table 3.1.2 The Measured Value of Pre-Strain



T . P	伸 び (%)					
N o	①	②	③	④	⑤	平 均
A	5.2	5.5	5.8	6.0	5.3	5.6
B	4.9	5.3	5.5	5.5	4.8	5.2
C	4.6	4.8	5.1	5.4	5.3	5.0
D	10.0	10.5	10.8	11.0	10.3	10.5
E	9.8	10.2	10.8	10.4	9.4	10.1
F	9.9	10.0	10.3	10.1	9.6	9.9

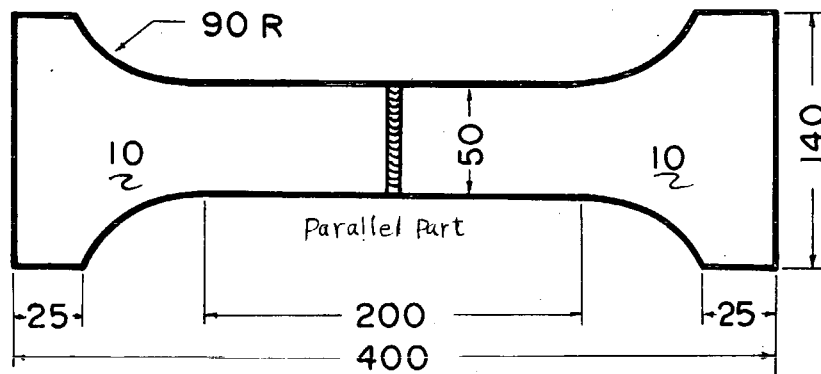


Fig 3.1.1 Shape and Size of Specimen

／ cm^2)とした。

このような小さな最低荷重では、低 $\times$ 完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

3.1.3 試験結果

全試験結果を一括してTable 3.1.4に示した。Table 3.1.4には各試験片の個々の寸法、最高荷重、最低荷重、その他を記入してある。

これらの試験結果を最大応力—破断までの繰返数のS—N曲線にまとめるとFig. 3.1.2のようになる。また比較検討のため軟鋼SS41を使用した試験結果より最大応力—破断までの繰返数のS—N曲線をFig. 3.1.3に示した。

Fig. 3.1.2、Fig. 3.1.3とも縦軸には最大公称応力、横軸には破断までの繰返数Nを両軸とも対数表示した。

Fig. 3.1.2、Fig. 3.1.3のS—N線図からわかるように、予歪のある試験片のS—N線図は母材や予歪のないバット接手のS—N線図と異なつた傾向を示している。

すなわち、引張り強さに近い高応力の領域では、軟鋼と同様に予歪のない試験片よりかなり高い疲労強度を示すようであるが、 10^6 位の繰返数の低応力領域ではそれ程高い疲労強度を示していない。

結局予歪のある場合は供試材が異なつたときの疲労特性を示している。

軟鋼における静的引張試験の結果と同様に、50キロ級高張力鋼においても予歪のある試験片の引張り強さは、予歪のない場合に比べてかなり高くなるように思われる。これは予歪により歪硬化をおこしたものである。

3.1.4 試験結果の考察

予歪量と時間強度との関係を図示するとFig. 3.1.4のようになる。Fig. 3.1.4の横軸は予歪量を示し、縦軸は時間強度を示す。 10^4 、 10^5 、 10^6 、の各サイクルについての時間強度を比較した。

Fig. 3.1.4の結果からわかるように、軟鋼の試験結果では比較的繰返数が少ない場合は、予歪によりその時間強度がかなり向上し繰返数の多い場合は0%と5%予歪との差は殆んどなくなつていているのに対して、今回試験した50キロ級高張力鋼の試験結果では $10^4 \sim 10^6$ 位の繰返数では、0%より5%予歪のある試験片の方がかなり高い時間強度を示しているが5%と10%予歪との差は殆んどなくなつている。

疲労クラックは大半の試験片で余盛の止端部から発生した。引張り強さに近い高応力領域では軟鋼に比して、くびれがあまりなく低応力領域と同様に余盛の止端部から破断した。

破断面の写真をFig. 3.1.5に示した。(a)は予歪0%、(b)は予歪5%、(c)は予歪10%のものである。

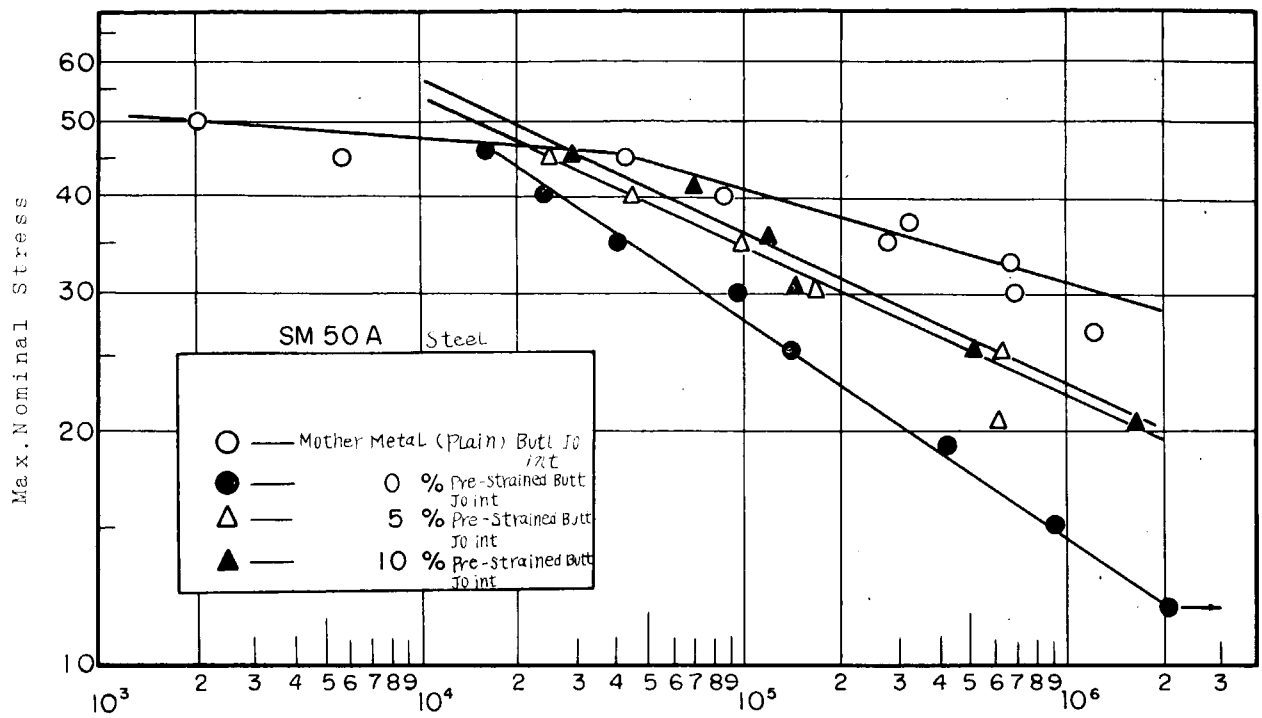
以上、50キロ級高張力鋼の試験片により、予歪を有する溶接突合わせ接手の疲労試験を行ない、予歪が疲労強度におよぼす影響を調査した結果、大略次のような結論を得た。

1. 引張り予歪をうけた横突合わせ接手は予歪をうけない横突合わせ接手よりも疲労強度が向上する。これは、予歪による歪硬化が、供試材の引張り強さを向上させたものである。平滑素材においても同様の結果が発表されている。
2. 予歪をうけた50キロ級高張力鋼の横突合わせ接手は、軟鋼では比較的繰返数の少ない範囲、すなわち高応力の領域では、予歪をうけない横突合わせ接手に比べて、高い時間強度を示すが、低応力の領域ではその差が少なくなる。これに対して今回の試験に用いた50キロ級高張力鋼では、高応力の領域から低応力の領域まで予歪をうけない横突合わせ接手に比べて高い時間強度を示す。

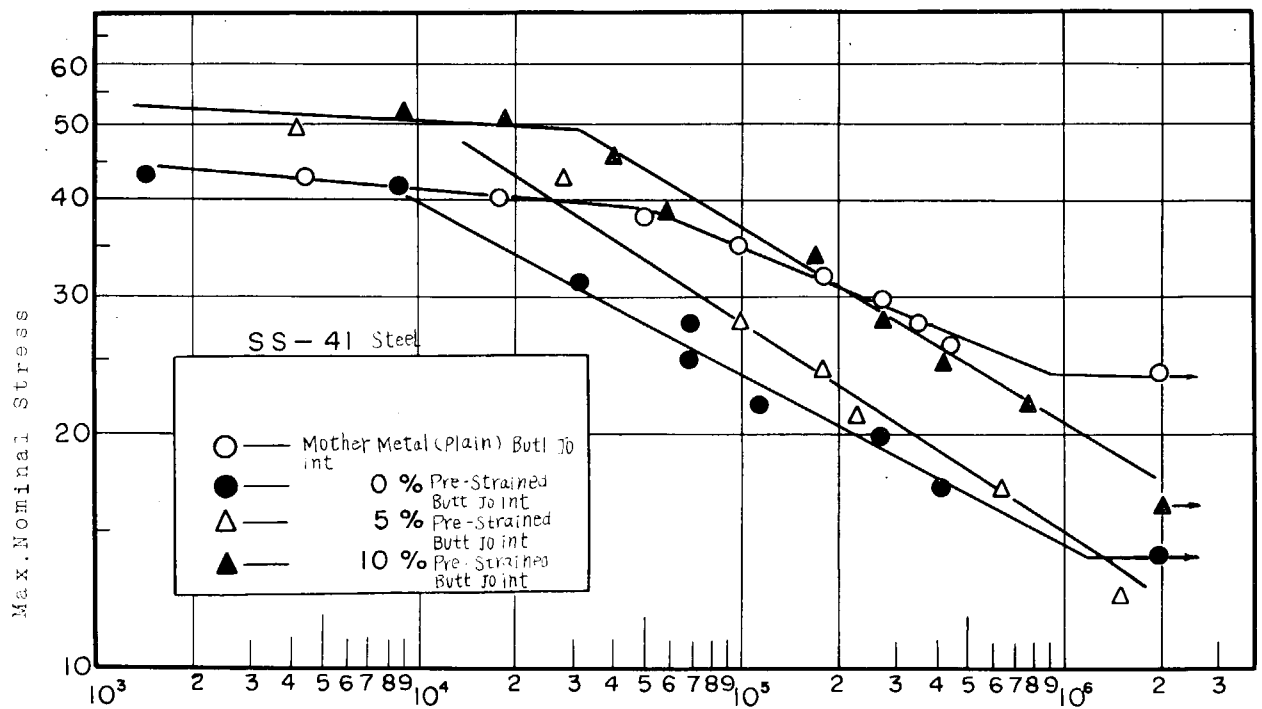
本試験では5%予歪のものと、10%予歪のものとは殆んど同等の強度を示している。

Table 3.1.4 試験結果(予歪の種類他)

種別	試験片番号	板厚 (mm)	板巾 (mm)	断面積 (mm ²)	荷重 (t)		応力 (kg/cm ²)		応力振巾 (σ_r)	繰返数 (万回)	備考
					上限	下限	上限	下限			
バット 0%	1	10.1	49.9	503.99	15.0	1.0	29.76	1.98	27.78	9.50	破断
	2	10.3	50.0	515.00	18.0	1.0	34.95	1.94	33.01	4.04	〃
	3	10.2	51.0	511.02	12.8	1.0	25.05	1.96	23.09	14.20	〃
	4	10.3	50.0	515.00	9.8	1.0	19.03	1.94	17.09	42.49	〃
	5	10.1	50.1	506.01	7.6	1.0	15.02	1.98	13.04	92.68	〃
	6	10.2	50.1	511.02	6.0	1.0	11.74	1.96	9.78	200.04	破断せず
	7	9.9	50.1	495.99	19.8	1.0	39.92	2.02	37.90	2.45	破断
	8	10.0	50.1	501.00	23.0	1.0	45.91	2.00	43.91	1.59	〃
5%	1	10.0	50.1	501.00	10.0	1.0	19.96	2.00	17.96	61.41	破断
	2	9.8	50.0	490.00	12.2	1.0	24.90	2.04	22.86	60.43	〃
	3	9.8	50.1	490.98	14.8	1.0	30.14	2.04	28.10	16.21	〃
	4	9.8	50.1	490.98	17.2	1.0	35.03	2.04	32.99	9.85	〃
	5	9.9	50.0	495.00	22.2	1.0	44.85	2.02	42.83	2.60	〃
	6	10.0	50.1	501.00	20.0	1.0	39.92	2.00	37.92	4.60	〃
10%	1	9.3	50.0	465.00	9.4	1.0	20.22	2.15	18.07	163.49	チャック (1回)
	2	9.5	50.1	465.95	11.6	1.0	24.90	2.15	22.75	50.99	破断
	3	9.4	50.1	470.94	16.4	1.0	34.82	2.12	32.70	11.67	〃
	4	9.3	50.0	465.00	19.0	1.0	40.86	2.15	38.71	7.22	〃
	5	9.7	50.1	485.97	21.8	1.0	44.86	2.06	42.80	2.88	〃
	6	9.9	50.1	495.99	14.8	1.0	29.84	2.02	27.82	14.35	〃
母材 (平滑材)	1	9.9	49.9	494.01	19.8	1.0	40.08	2.02	38.06	8.70	破断
	2	10.1	50.1	506.01	17.6	1.0	34.78	1.98	32.80	28.90	チャック部 (3回)
	3	10.0	50.2	502.00	22.6	1.0	45.02	1.99	43.03	4.40	チャック部 (1回)
	4	10.1	50.0	505.00	16.6	1.0	32.87	1.98	30.89	69.38	破断
	5	10.0	49.9	499.00	18.4	1.0	36.87	2.00	34.87	33.48	〃
	6	9.8	50.1	490.98	14.8	1.0	30.14	2.04	28.10	70.03	〃
	7	10.1	50.0	505.00	22.6	1.0	44.75	1.98	42.77	0.57	〃
	8	10.1	50.0	505.00	13.6	1.0	26.93	1.98	24.95	125.92	チャック (2回)
	9	10.1	50.1	506.01	25.2	1.0	49.80	1.98	47.82	0.20	破断



Cycles to Failure N
Fig.3.1.2 S-N Curves of SM50A Steel
(Pre-strained Butt Joints)



Cycles to Failure
Fig.3.1.3 S-N Curves of SS41 Steel
(Pre-strained Butt Joints)

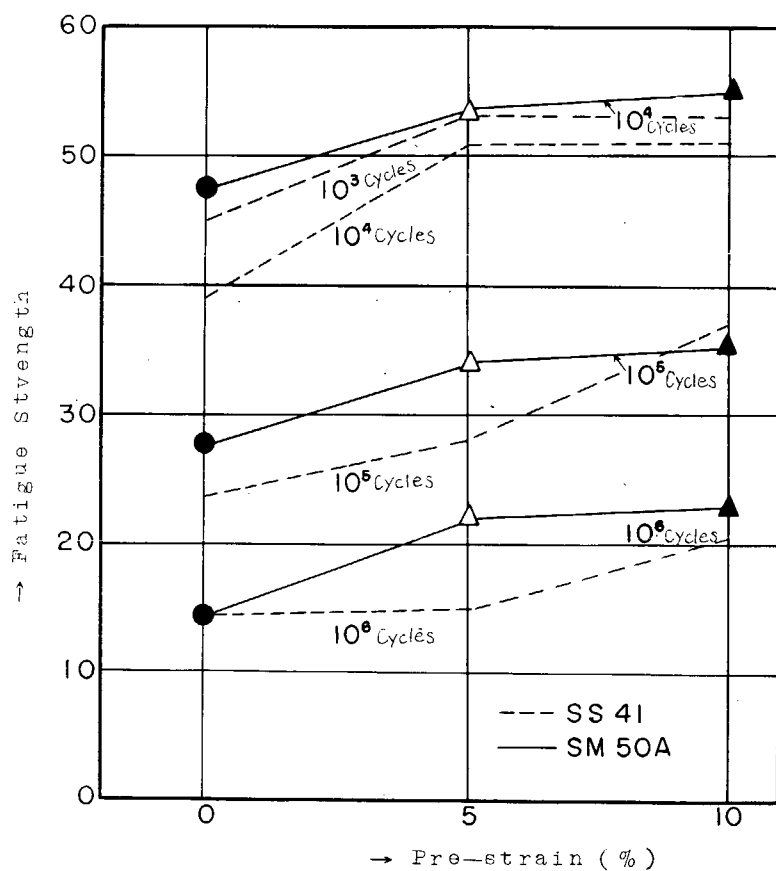
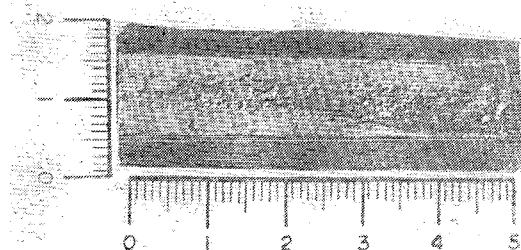
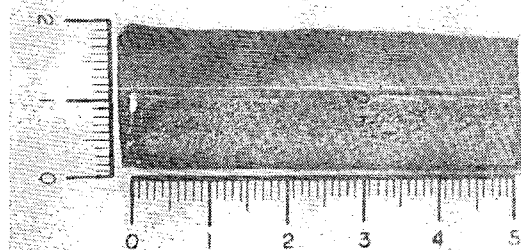


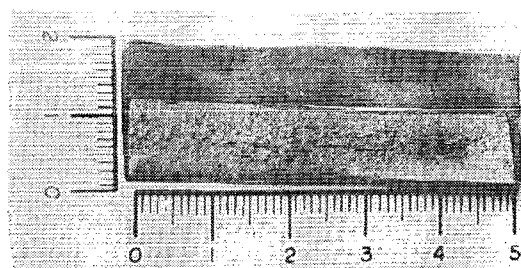
Fig. 3.1.4 The Relation between Pre-strain and Fatigue Strength



予歪 0% 試験片
試験片番号 №.3
繰返公称応力 25.05 Kg/cm²
破断までの繰返数 14200



予歪 5% 試験片
試験片番号 №.3
繰返公称応力 30.14 Kg/cm²
破断までの繰返数 162100



予歪 10% 試験片
試験片番号 №.6
繰返公称応力 29.84 Kg/cm²
破断までの繰返数 143500

Fig. 3.1.5 破断面写真

3.2 引張りまたは圧縮予歪をうけた板材の平面曲げ疲労強度

3.2.1 目 的

鋼構造物の曲面部は、塑性加工をうけた部材によつて構成されている。これらの部材に繰返し荷重が作用する場合の疲労強度を検討するためには、母材の疲労強度のみでは不十分である。本研究は、塑性加工された構造部材の繰返し荷重にたいする疲労強度を究明するため、素材に各種の予歪を与え、その大きさおよび方向が疲労強度におよぼす影響を調査する目的で実施された。本年度においては、昨年度に実施された軟鋼に対する実験的研究に引続いて、主として 50 キロ級非調質高張力鋼について実施したものである。

3.2.2 試 験

(a) 試 験 機

使用試験機は容量 3.5 Kg-m、標準回転数毎分 1,700 回転のシエンク式繰返し平面曲げ疲労試験機である。

(b) 試 験 片

供試材は、造船用鋼材の 50 キロ級非調質高張力鋼 HT-50 および軟鋼 SS-41 で、いずれも圧延のままを使用した。公称板厚は 6 mm で、その化学成分および機械的性質は Table 3.2.1 および Table 3.2.2 に示されるとおりである。

与えた予歪は、HT-50 について引張り予歪は 5% (4.9%)、10% (9.5%)、15% (4%) および 20% (18.2%) であり、圧縮予歪は、5% (5.1%) および 10% (10.5%) である。

また SS-41 については、引張り予歪 10% (9.5%) および 20% (18.2%) である。なおカッコ内の値は対数歪である。

試験片の形状および寸法を Fig. 3.2.1 に示す。試験片作製の要領は、以下に述べるとおりである。すなわち Fig. 3.2.1 (c) に示されるような試験片を用い、その表面 (片側) に 10 mm 間隔の格子模様の標線を描き、その間隔の変化量から、予歪量を求め所定の予歪が均一に分布している部分から、HT-50 については Fig. 3.2.1 (a) に示すシエンク用疲労試験片を Fig. 3.2.1 (c) の (イ) のように Longitudinal 方向に、SS-41 については、Fig. 3.2.1 (b) に示すシエンク用試験片を Fig. 3.2.1 (c) の (ロ) のように Transverse 方向に 2 枚程度切出した。なお圧縮予歪は試験片 Fig. 3.2.1 (c) の代りに長さ 240 mm、幅 120 mm および板厚 6 mm の長方形平板を用いて、圧縮予歪を与えたのち、シエンク用試験片 Fig. 3.2.1 (a) を切出した。ただし圧縮の際座屈を防止するために座屈防止枠を用いた。

(c) 試 験 方 法

試験は、定変位両振り繰返し平面曲げ疲労試験である。試験片中央部表裏に Gauge Length 2 mm の抵抗線歪計を貼布し、その歪量を測定すると同時に応力棒の振れによる撓み量を 1/100 mm ダイヤル・ゲージを用いて測定し、その振れ角から試験片にかかる曲げモーメントを求めた。

与えた曲げ歪が増加するにしたがい、初回の曲げ変形により圧縮側または引張り側が降伏し、これによつて生ずるバウシinger 効果や予歪のため必ずしも平均値は、零とはならないが、本実験では最初の 1/4 サイクルで与えた引張り側の歪 ϵ_t が逆方向の曲げにおいても、同じ値になるように (Fig. 3.2.2 (ϵ_u))_t = (ϵ_e)_t 添字の t は引張り) 試験機を調節し、10~30 回程度の繰返しを与えたのちの定常状態での歪の値を基準量とした。すなわち、Fig. 3.2.2 に示すように最初の 1/4 サイクルで ϵ_t を決めて 10~30 回程度の繰返しを与えて曲線 C₂O₂D O₃C₂ に着いてから ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_t および ϵ_0 (塑性ヒステリシスループ) などを測定し、それを資料の整理の基準量とした。なお圧縮予歪試験片の場合も同様な方法で実験を行なった。

3.2.3 試 験 結 果

(a) 予歪材の静的強度

SS-41 および HT-50 について各予歪材 (引張り予歪 5%、10%、15% および 20%、圧縮予歪 5% および 10%) の静的引張りおよび静的圧縮試験を実施した。本実験では静的引張り試験には、JIS 6 号試験片を用

い静的圧縮試験には、長さ240mm、幅40mm、公称板厚6mmの長方形平板を用いた。なお圧縮予歪材の圧縮試験は実施していない。これらの試験結果をTable 3.2.2およびFig. 3.2.3～Fig. 3.2.7に示した。

HT-50について、縦軸に公称応力、横軸に公称歪を採つて、引張りおよび圧縮予歪材の引張り試験の応力－歪線図をFig. 3.2.3に、引張り予歪材の圧縮試験の応力－歪線図をFig. 3.2.4に示した。

SS-41およびHT-50について縦軸に公称応力、横軸に予歪を採つて引張り強さ σ_B 、および降伏応力 σ_Y と予歪（対数歪）の関係をFig. 3.2.5に示した。またFig. 3.2.6には縦軸に断面縮少率、横軸に予歪を採つて予歪材の断面縮少率と予歪（対数歪）の関係を示した。また図中◎、△および⊙、▲の記号が示す値は母材の状態から計算した断面縮少率である。

さらにFig. 3.2.7には縦軸に伸率、横軸に予歪をとつて予歪材の伸率と予歪（対数歪）の関係を示してある。ただし、ここでいう伸率は、予歪材を新しい材料と考え、すなわち以前の歪履歴を考慮に入れずに計算したものである。なおFig. 3.2.7で記号◎および△は、伸率に各予歪量を加えた値の位置を示してある。

試験片に予歪を与えたのち、静的試験を実施するまでの日数は10日前後であつた。

(b) 予歪材の硬度

予歪による材料の歪硬化度を調べるため、ピツカス硬度試験機を用いて予歪材の硬度分布を調べた。予歪を与えた後、数日後前述の試験片（Fig. 3.2.1(c)および長方形平板240mm×120mm×6mm）の幅方向（120mm）に10mm間隔で約10箇所硬度を測定した。これらの結果から硬度の平均値を求め、予歪材と母材の硬度比を縦軸に、横軸には予歪を採つて硬度上昇と予歪（対数歪）の関係をFig. 3.2.8に示した。

また、Table 3.2.3に各予歪材の硬度を示した。なおSS-41については、昨年度の結果をそのまま引用した。

(c) 予歪材の疲労強度

疲労試験の結果からS-N線図または ϵ -N線図を求めた。S-N線図および ϵ -N線図の横軸には、破壊までの繰返し数Nを縦軸には、次の3つの量のいずれかを採つて両軸とも対数表示した。

(i) 引張り歪 ϵ_t および圧縮歪 ϵ_c の絶対値の和の1/2

(ii) 引張り応力 σ_t および圧縮応力 σ_c の絶対値の和の1/2

引張り応力 σ_t および圧縮応力 σ_c は測定した歪を用いて応力－歪線図から求めた。

(iii) 曲げにおける応力の弾性計算式 $\sigma = M/z$ から求めた応力 σ_a

Fig. 3.2.9は縦軸に(i)、Fig. 3.2.10は縦軸に(ii)およびFig. 3.2.11は縦軸に(iii)を採つて示したHT-50についての ϵ -N線図およびS-N線図である。なおFig. 3.2.9の破線はSS-41の実験値の分布領域を表わしている。

Fig. 3.2.12およびFig. 3.2.13は縦軸に(iii)を採つて、SS-41とHT-50の疲労強度を比較したS-N線図である。

Fig. 3.2.14～Fig. 3.2.17は、SS-41について予歪を与えた板から疲労試験片を切出す方向の差異による疲労強度を示した線図である。すなわちFig. 3.2.14は縦軸に(i)、またFig. 3.2.16は縦軸に(iii)を採つて、同じ引張り予歪を与えた板から切出す方向が異なる（Fig. 3.2.1参照）場合の疲労強度を比較した ϵ -N線図およびS-N線図である。Fig. 3.2.15は縦軸に(i)またFig. 3.2.17は縦軸に(iii)を採つて引張り予歪材かつ荷重方向と直角方向（Transverse）に切出した試験片（すなわちこの方向では $r \doteq 0.5$ であるから圧縮歪を与えた引張り歪のほぼ1/2となつてゐる。）と圧縮予歪材から荷重方向（Longitudinal）に切出した試験片（結局両者の見掛けの圧縮歪が等しい試験片）との疲労強度を比較した ϵ -N線図およびS-N線図である。

以上のS-N線図から求めた疲労強度（応力）を縦軸に、横軸に予歪を採つてNをパラメーターとして、疲労強度と予歪の関係を示したのがFig. 3.2.18である。

3.2.4 考 察

(a) 予歪分布

HT-50の予歪分布はほぼ均一であり、塑性域における縦歪と横歪の大きさから、ポアソン比 ν の値を求めると昨年度に実施されたSS-41と同様 $\nu \approx 0.45 \sim 0.55$ となり塑性域では $\nu \approx 0.5$ と考えてよい。

(b) 予歪材の静的強度

HT-50について、Fig. 3.2.3およびFig. 3.2.4の応力-歪線図から、同じ歪履歴にたいしては、予歪量と静的強さは比例することがわかる。さらに予歪材は母材と比較すると応力-歪線図における直線部分（引張りおよび圧縮の両領域を含める。）いわゆる比例限界が減少していることも判る。これは昨年度に実施されたSS-41についても同様の結果が得られている。

Fig. 3.2.5によれば、SS-41およびHT-50ともに、引張り予歪が増加するにしたがい引張り強さ σ_B および降伏応力 σ_y いずれも上昇しており、 σ_B と σ_y が接近する傾向にある。

すなわち引張り予歪を与えると、引張り強さは上昇するが、ある程度以上の予歪では予歪に無関係にある一定値に収束することが推察できる。しかし圧縮予歪材の引張り強さは予歪が10%程度までは母材の引張り強さより、やや低いことが判る。

Fig. 3.2.6によれば、断面縮少率と予歪の関係は、測定の方法および精度などを考慮すれば、予歪材の断面縮少率は、予歪に無関係に母材の断面縮少率と変らないといえるが、20%引張り予歪材では、SS-41およびHT-50ともかなり減少していることに注意する必要がある。母材の状態から考えれば、引張り予歪材については断面縮少率は増加するが、圧縮予歪材では減少している。またFig. 3.2.7の伸率と予歪の関係から引張り予歪材においては、SS-41およびHT-50ともに予歪量に比例して伸率は減少している。すなわち材料の延性が失われることが判る。さらに伸率に各予歪量を加えた値は、母材の伸率とほぼ等しいと考えることができる。したがって、母材の伸率および断面縮少率が判つていれば、引張り加工をうけた板材は、その加工度さえわかれば伸率および断面縮少率は近似的に知ることができる。

以上の結果からSS-41およびHT-50が予歪（塑性加工）をうけた場合、それが引張り予歪であれば、引張り強さ σ_B は母材よりもかなり上昇するが圧縮予歪の場合には、それが10%程度までならば、引張り強さの上昇は期待できない。ところが、引張り予歪材は予歪の増加に伴い伸率は減少してしまい延性は失われる。断面縮少率は引張りおよび圧縮予歪材ともに、母材よりやや減少する傾向にあるが、近似的には母材の断面縮少率を採つてよいと考えることができる。

(c) 予歪材の硬度

Fig. 3.2.8によれば、HT-50はSS-41にくらべて硬度上昇が著しく少ない。すなわち予歪による歪硬化度が少ないことがわかる。さらにSS-41およびHT-50ともに予歪が大きいほど硬度も上昇していること、また硬度上昇の程度は、絶対値が同じ予歪では圧縮予歪のほうが引張り予歪よりも大きいことも判る。

なお圧縮予歪を与える際、座屈を防止するために、座屈防止枠を用いたが、これによる表面硬化の影響で硬度が上昇したことは認められなかった。

(d) 予歪材の疲労強度

HT-50にたいして、歪振巾で整理したFig. 3.2.9によれば、予歪材の間では疲労強度は、はつきりした差はみられないがやや圧縮予歪材のほうが高くなっている。SS-41との比較では、低応力域において差があらわれHT-50のほうが高い。

$|\sigma_t| + |\sigma_c| / 2$ で整理したFig. 3.2.10によれば、各予歪材は予歪量に比例して疲労強度は高くなっており、また引張り予歪材と圧縮予歪材では後者のほうが高い。ところが、これらすべての予歪材は、母材よりも低くなっている。この理由としては、 $|\sigma_t| + |\sigma_c| / 2$ は最外側繊維の歪値を用い、母材および各予歪材の静的試験による応力-歪線図から計算されているのでFig. 3.2.3およびFig. 3.2.4を参照すれば明らかなように、ある外

力（曲げモーメント）が、加わった場合には最外側繊維の応力は母材が最も大きい。したがって、Fig. 3.2.10 のような結果になったものと思われる。しかし板厚方向の応力分布は、すべて異なっているため、この図だけで母材が最も強いと判断することはできない。そこで、ある大きさの外力（曲げモーメント）が加わった場合の疲労強度を定量的（絶対値として）には、必ずしも正しい値を与えるとはいえないが定性的にはほぼ正しい性質を与えると考えられる。曲げ応力（ $\sigma = M/Z$ として計算した応力）で整理してみれば、Fig. 3.2.11 から明らかなように、予歪材は母材よりも疲労強度は高く、しかもそれは予歪量に比例している。（15% 引張り予歪材を除く）また引張り予歪材よりも圧縮予歪材のほうが高い。さらに SS-41 と比較すると、Fig. 3.2.12 および Fig. 3.2.13 にみられるように引張り予歪材および圧縮予歪材ともに、HT-50 のほうが疲労強度は高い。しかし母材にたいする予歪材の疲労強度の上昇は、SS-41 に比べて低く、とくに引張り予歪材において著しい。これらの結果から、予歪量による時間強度の様子をまとめて Fig. 3.2.18 に示してある。

Fig. 3.2.14 ~ Fig. 3.2.17 は SS-41 について、引張りまたは圧縮の塑性加工をうけた板材から構造部材を採取する場合、その方向の差異による疲労強度を調べるための線図である。まずある大きさの外力（曲げモーメント）が加わった場合の疲労強度を曲げ応力（ $\sigma = M/Z$ として計算した応力）で考えると、Fig. 3.2.16 および Fig. 3.2.17 から明らかに強度上の差があらわれ荷重方向に直角（Transverse）方向に切出した場合のほうが高くなっている。Transverse 方向に切出した試験片については、静的試験を実施していないので一応疲労試験における平面曲げで生ずる歪の挙動のみから判断すると、荷重方向と同方向（Longitudinal）から切出した試験片では、 ϵ_t と ϵ_c の関係は $|\epsilon_t| < |\epsilon_c|$ または $|\epsilon_t| > |\epsilon_c|$ であるが、Transverse 方向から切出した試験片では、ほぼ $|\epsilon_t| \div |\epsilon_c|$ となっている。（ $|\epsilon_t| + |\epsilon_c|$ の最大値はおよそ 5500×10^{-6} 程度である。）さらにある外力（曲げモーメント）が加わったとき、Longitudinal 方向から切出した試験片では、引張り側または圧縮側において、Transverse 方向から切出した試験片にくらべて歪の流れの現象が早く生じ、試験片の最外側繊維における歪値は、同じ外力（曲げモーメント）にたいして $\{|\epsilon_t| + |\epsilon_c|\}_{\text{Long.}} > \{|\epsilon_t| + |\epsilon_c|\}_{\text{Trans.}}$ となる。

このために Fig. 3.2.14 および Fig. 3.2.15 では、疲労強度にそれほど著しい相異はみられず、見掛け上強度が上昇したものと考えることができる。したがって板材が引張りまたは圧縮の塑性加工をうければ、その板材から試験料を切出す方向により材質の異なった材料が得られるものと考えことができ、それに外力が加わった場合の応力および歪の分布状態は異なる。すなわち板面内における塑性異方性が生ずるものと考えられる。結局、塑性加工をうけた板材では、板面内に生ずる塑性異方性のため無視できないほどの疲労強度の差が生ずるものと考えられる。また板材に加わる荷重方向が異なれば、見掛け上の塑性歪が同じであっても疲労強度が異なることも推定できる。

以上の結果から次のことが得られた。

SS-41 および HT-50 について部材に引張りまたは圧縮の予歪が存在するとき、それが繰返し平面曲げ荷重をうける場合には予歪がない場合より疲労強度は上昇する。また引張り予歪と圧縮予歪では圧縮予歪のほうが上昇率が高い。

SS-41 と HT-50 では、各予歪材とも SS-41 より HT-50 のほうが疲労強度は高い。

さらに SS-41 について、部材に引張り予歪が存在する場合には、板面内の方向により疲労強度が異なる。

Table 3.2.1 Chemical Component of Materials

Material	Cx100	SiX100	MnX100	Px1000	Sx1000
SS-41	19	8	72	2	19
HT-50	18	40	120	19	23

Table 3.2.2 Mechanical Properties of Materials

Material	Pre-Strain		t × b mm mm	Gauge L mm	σ_y Kg/mm ²	σ_B Kg/mm ²	Elong. %	Reduct. of A. φ %	E Kg/mm ²
SS-41	Mother Material		6×15	76	313	479	28.5	55.8	2.07×10 ⁴
	Tension	5			46.9	51.8	21.3	52.8	2.01
		10			51.8	54.7	19.9	51.4	2.03
		15			53.8	55.7	17.4	50.7	2.05
		20			57.2	57.8	12.3	46.8	2.00
	Compression	5				46.1	31.8	54.7	2.08
		10				47.7	19.9	55.4	2.00
	HT-50	Mother Material			6×15	76	415	588	25.4
Tension		5	54.0	59.3			19.0	49.6	1.90
		10	60.8	62.7			16.3	55.0	1.86
		15	64.0	64.7			10.5	53.8	1.92
		20	66.2	66.7			9.2	40.0	1.90
Compression		5		54.6			27.0	49.5	1.88
		10		55.2			25.8	50.0	1.80

Table 3.2.3 Hardness of Pre-Strained Specimens
for SS-41 & HT-50

Material	Tension	Hardness	Comp.	Hardness
SS-41	0	143		
	5	163	5	172
	10	171	10	182
	15	178	15	200
	20	188	20	210
HT-50	0	190		
	5	194	5	204
	10	207	10	210
	15	213		
	20	220		

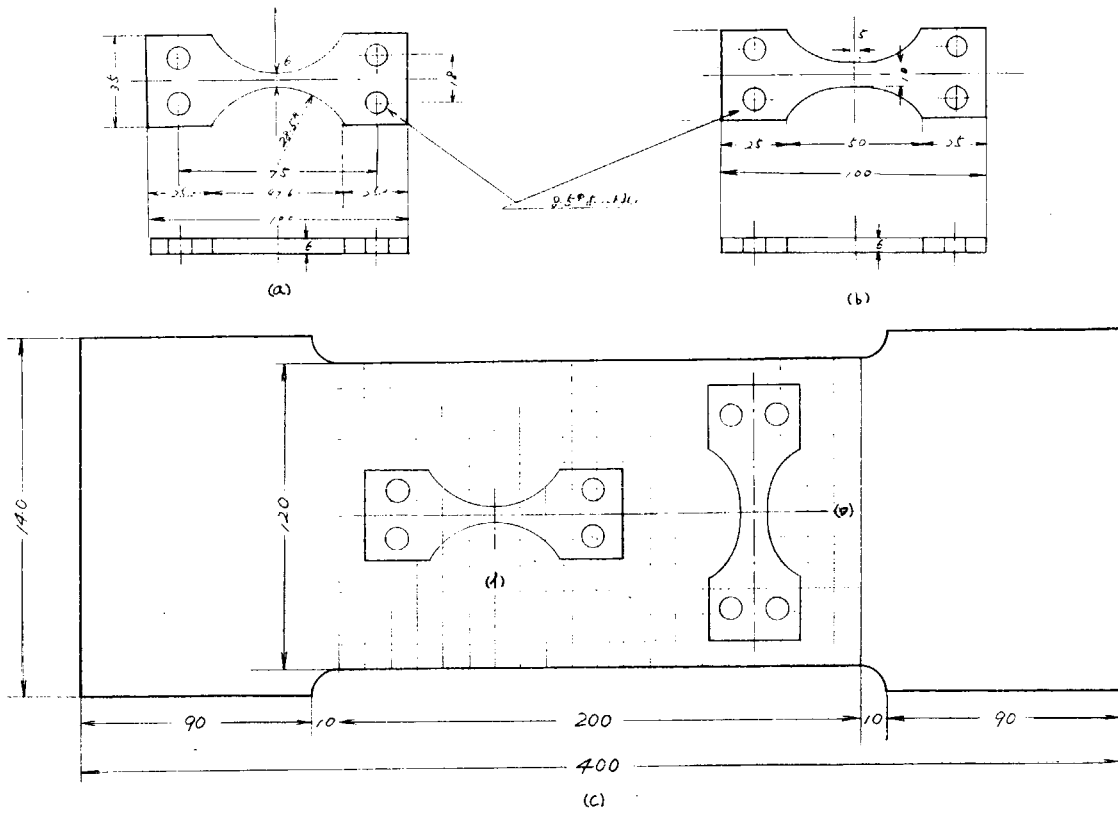


Fig. 3.2.1 Shape and Size of Specimens

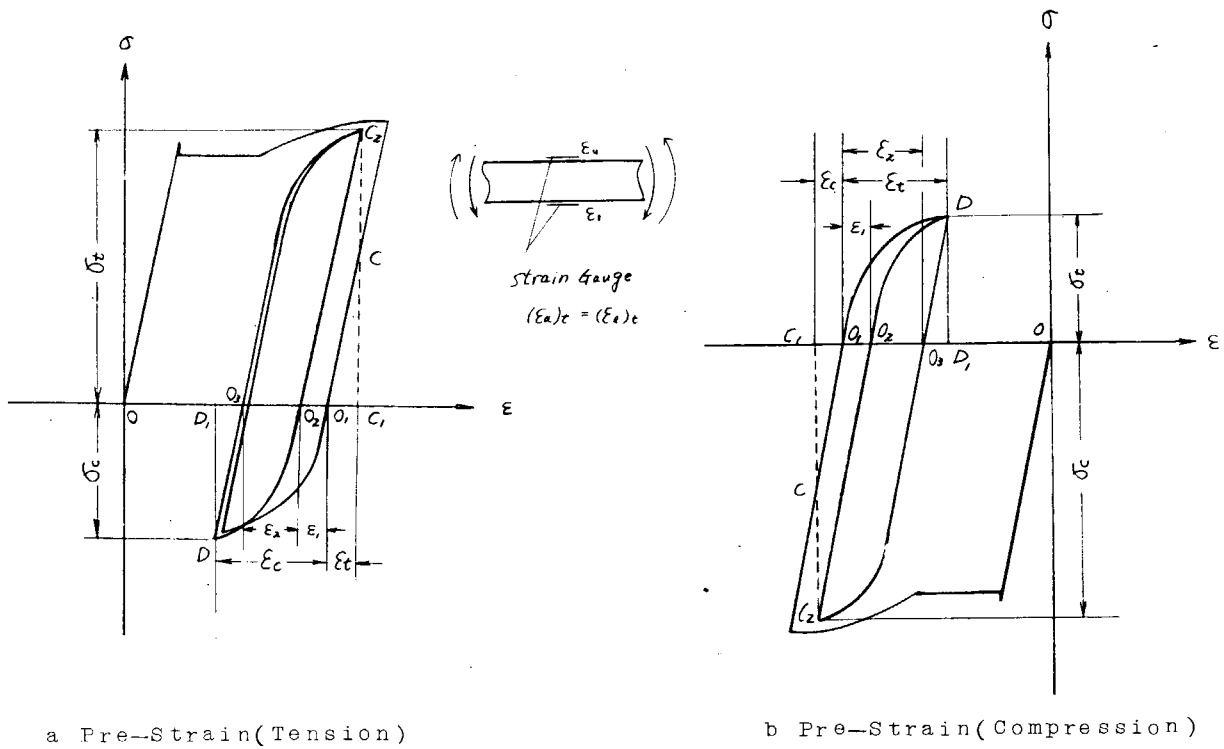


Fig. 3.2.2 The Hysteresis Loop of Pre-Strained Specimens

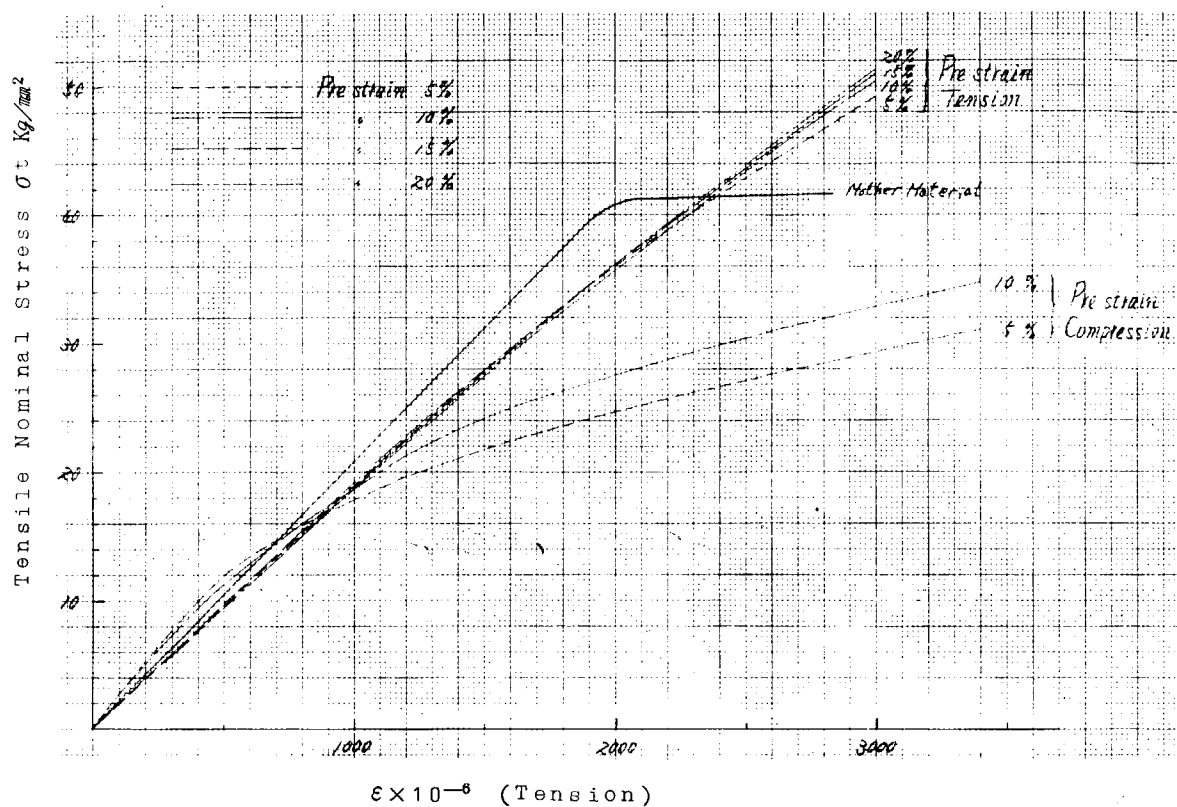


Fig. 3.2.3 Nominal Stress-Strain Curves of Pre Strained Specimens of Tension or Compression(HT50) (Tension Test)

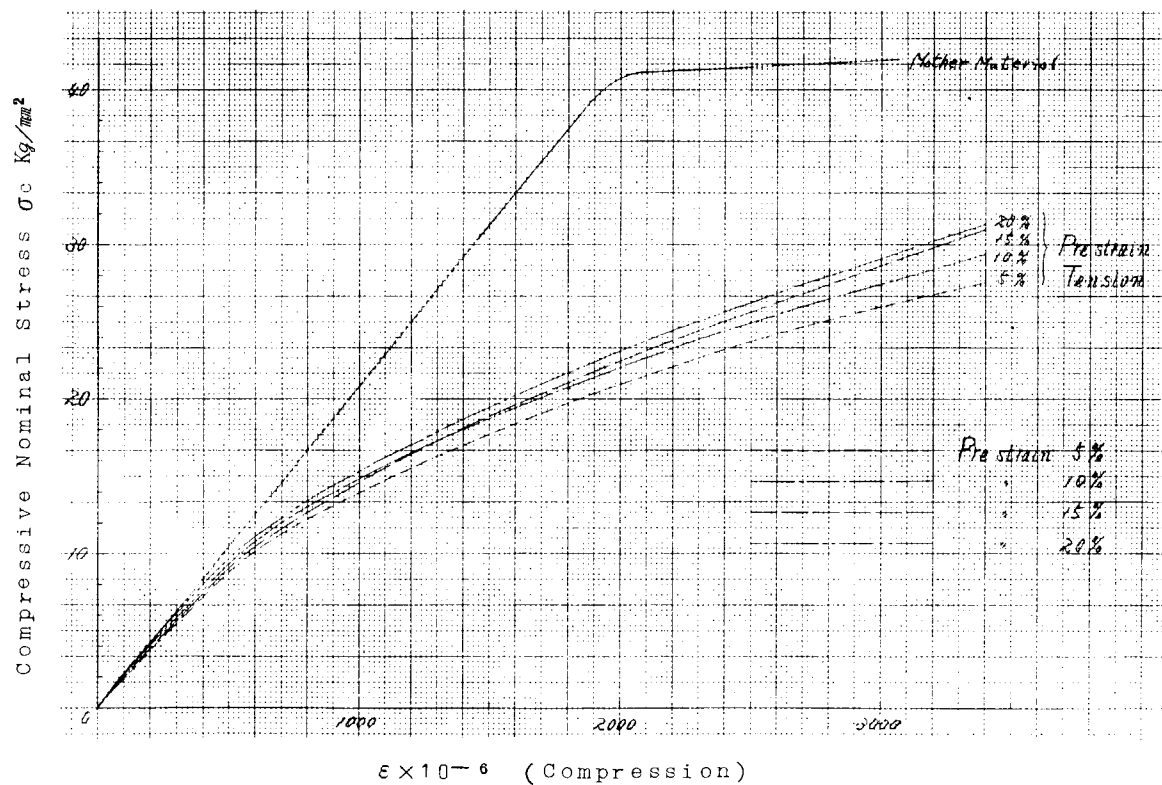


Fig. 3.2.4 Nominal Stress-Strain Curves of Pre-Strained Specimens of Tension (HT50)(Compression Test)

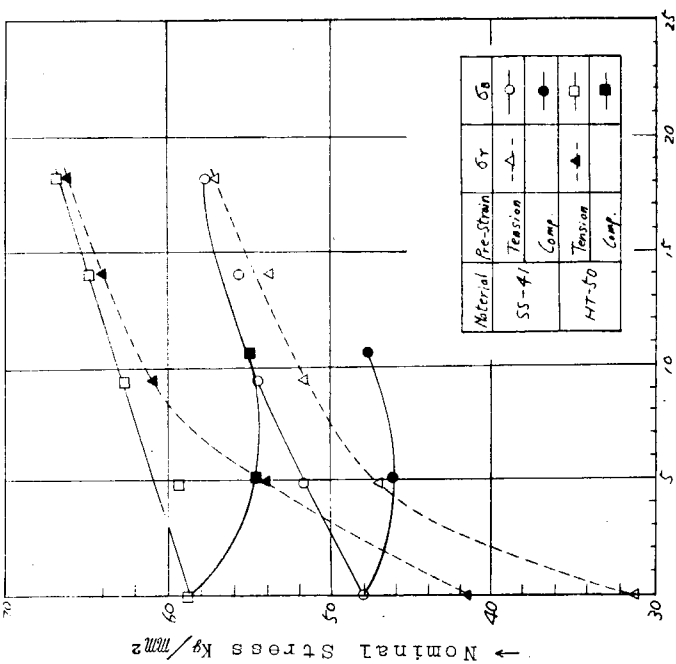


Fig. 3.25 Relation between σ_Y, σ_B and Pre-Strain

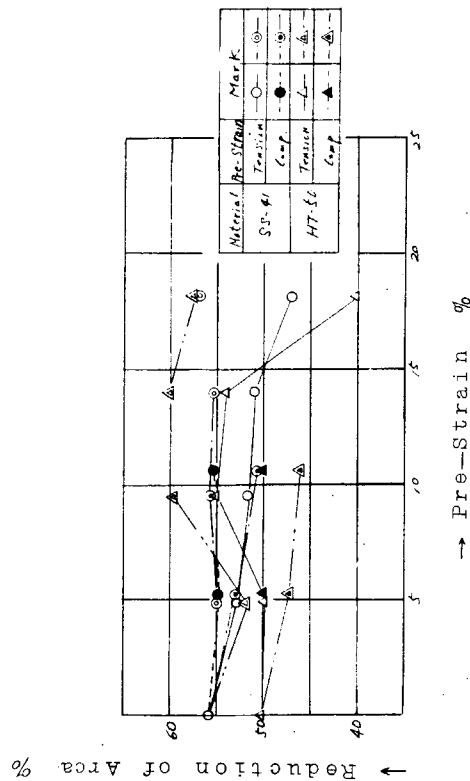


Fig. 3.26 Relation between Reduction of Area and Pre-Strain

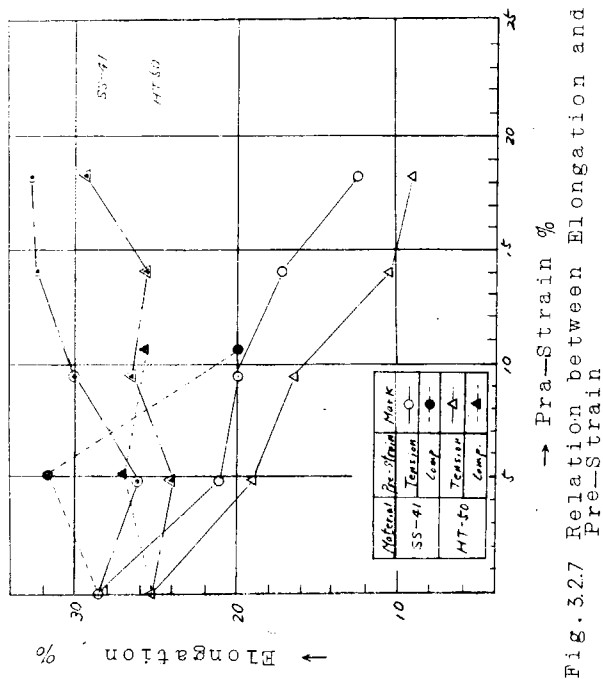


Fig. 3.27 Relation between Elongation and Pre-Strain

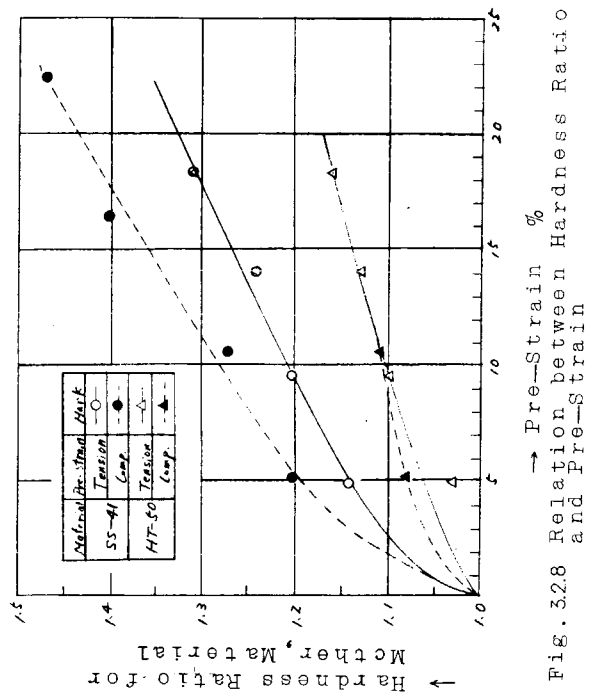


Fig. 3.28 Relation between Hardness Ratio and Pre-Strain

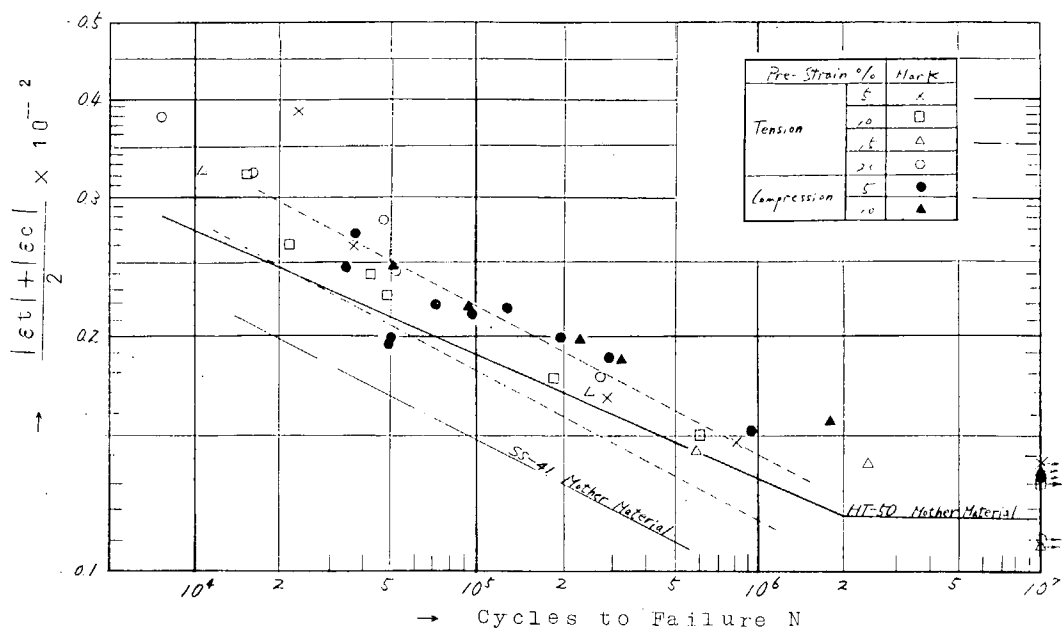


Fig. 3.2.9 $\frac{|\sigma_t| + |\sigma_c|}{2}$ - N Curves of Pre-Strained Specimens for HT-50

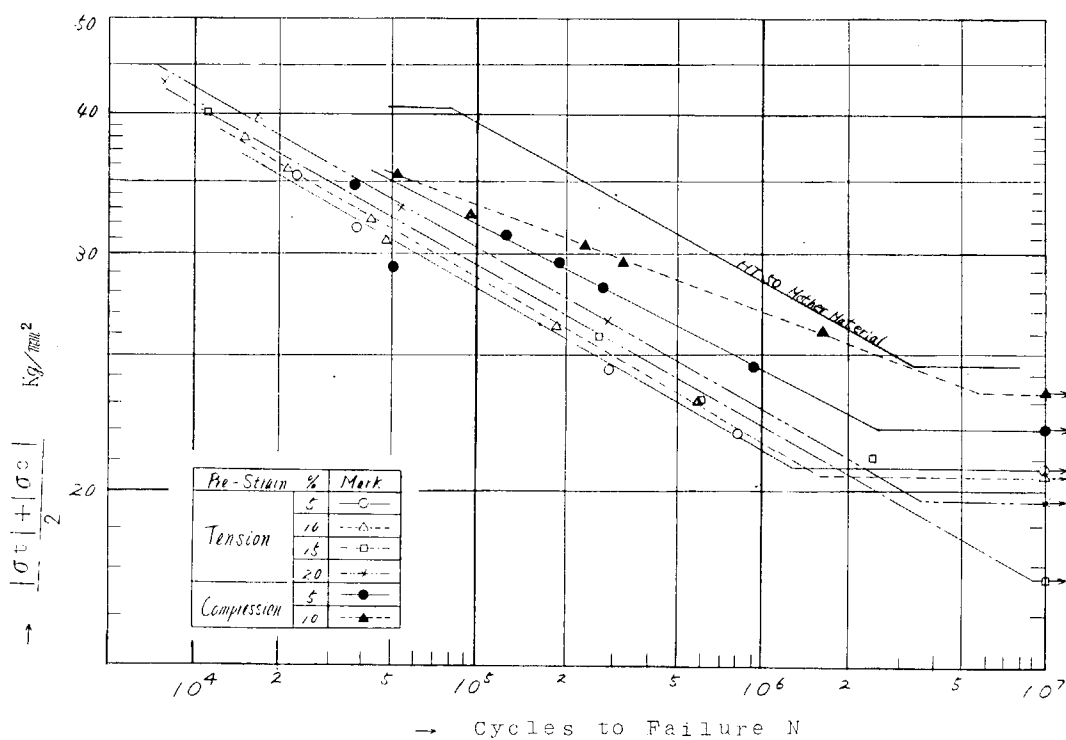


Fig. 3.2.10 $\frac{|\sigma_t| + |\sigma_c|}{2}$ - N Curves of Pre-Strained Specimens for HT-50

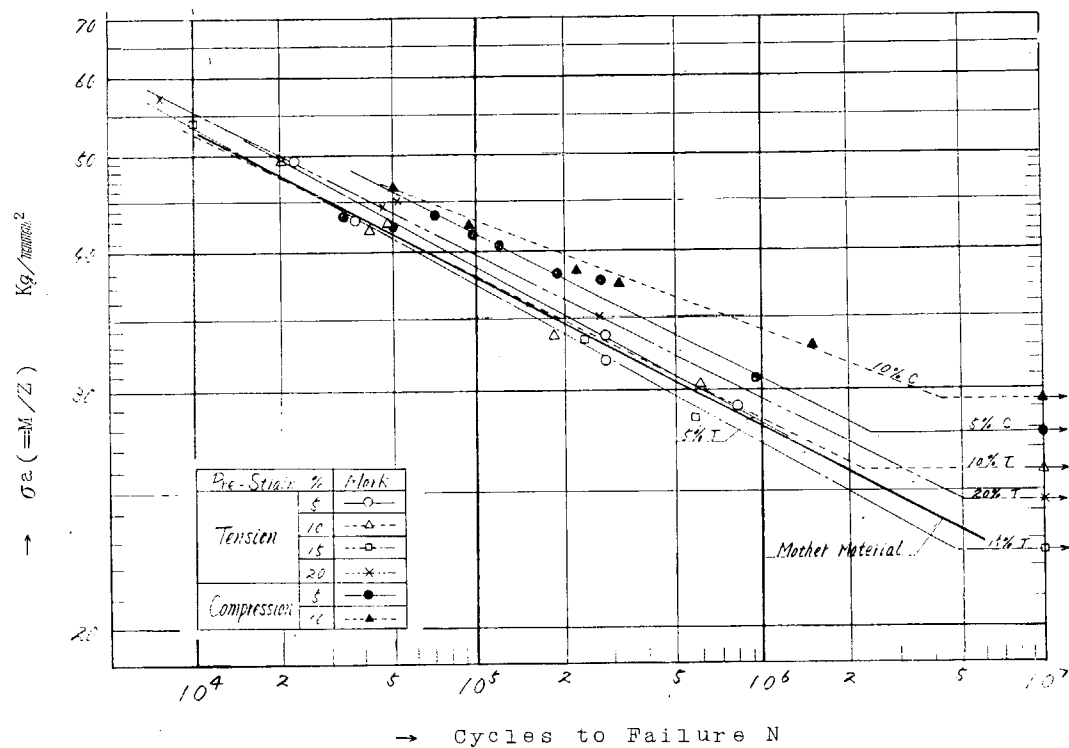


Fig. 3.2.11 σ_a - N Curves of Pre-Strained Specimens for HT-50

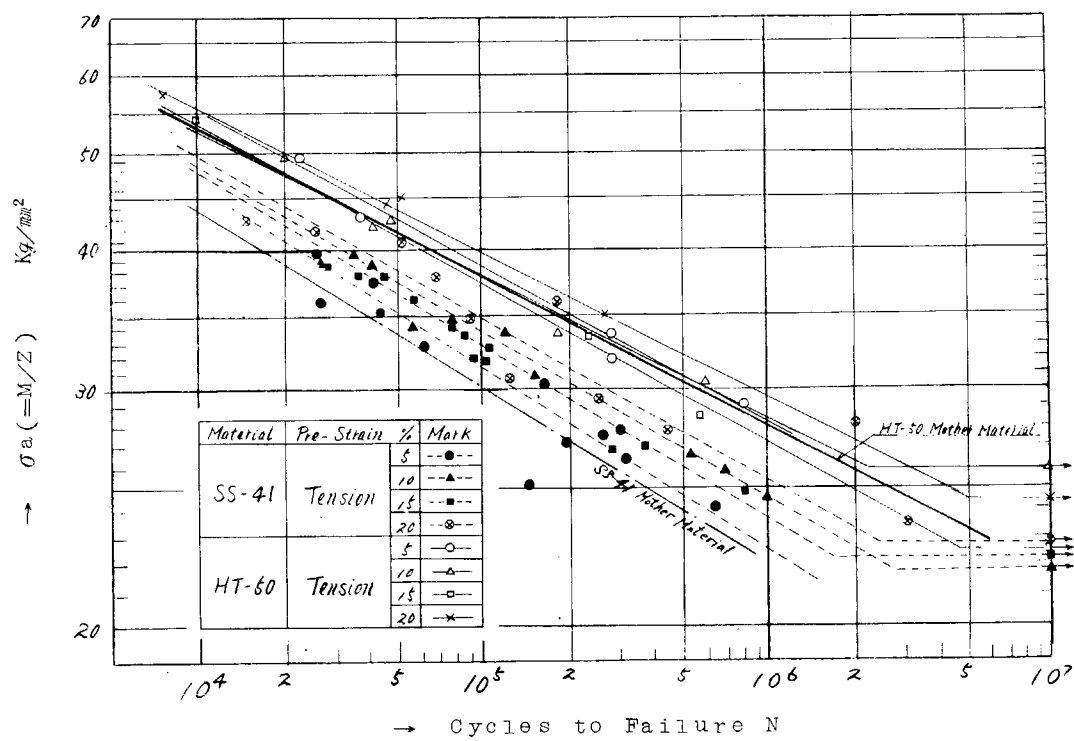


Fig. 3.2.12 σ_a - N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41 & HT-50

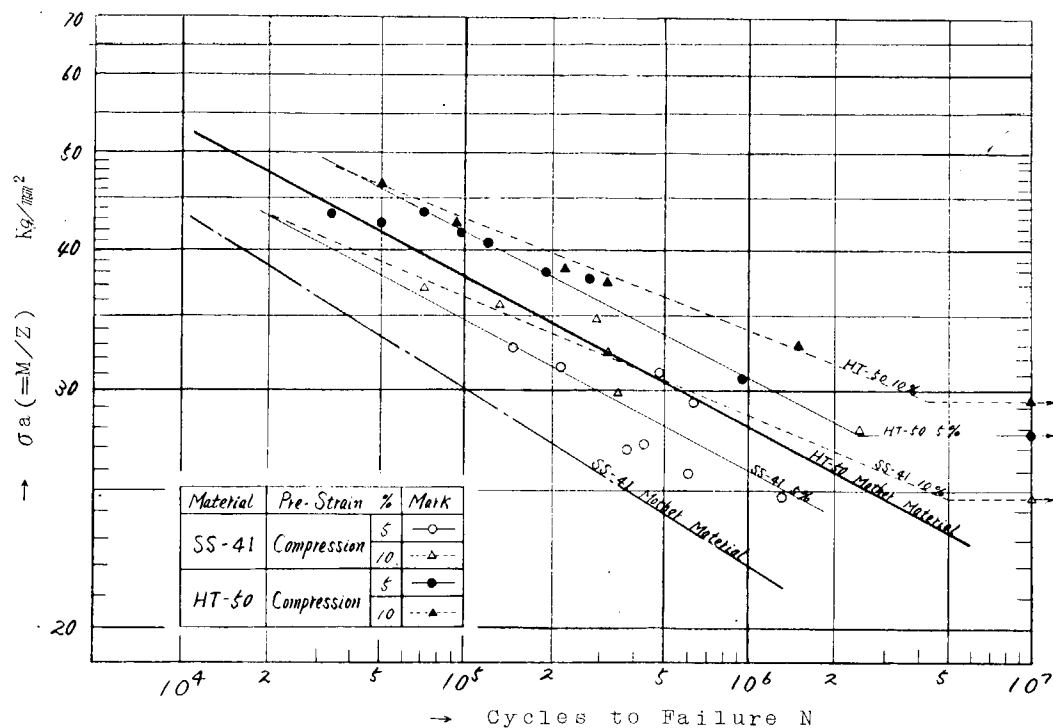


Fig. 3.2.13 σ_a -N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41 & HT-50

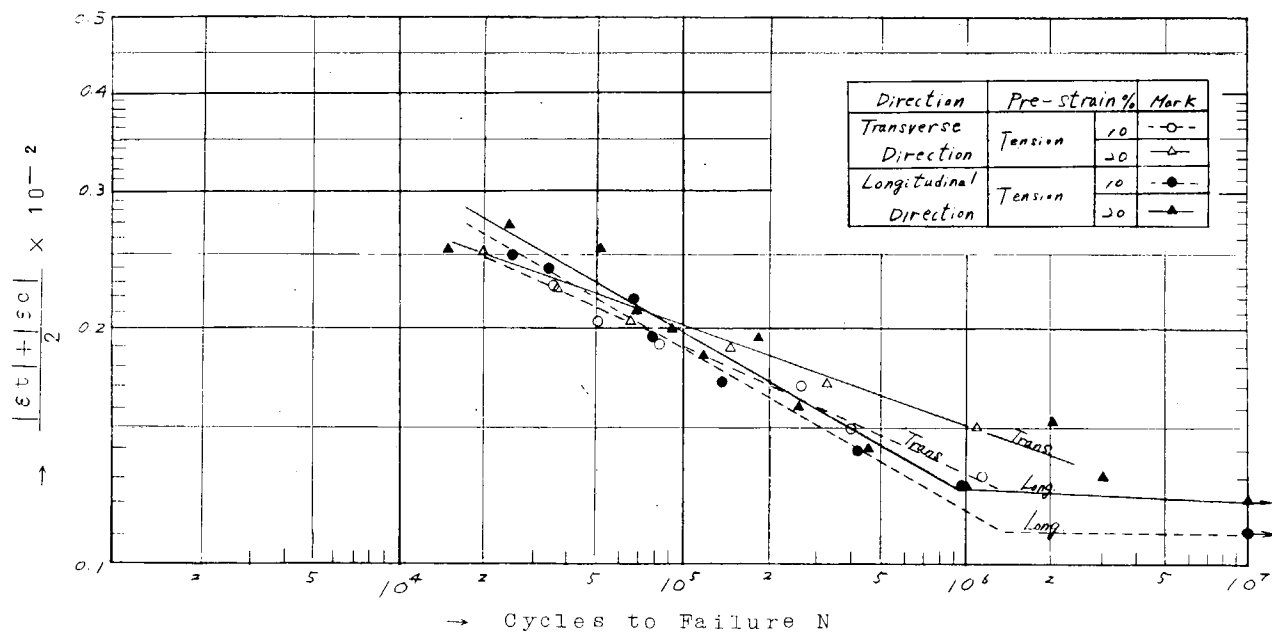


Fig. 3.2.14 $\frac{|\epsilon_t|+|\epsilon_c|}{2}$ - N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41

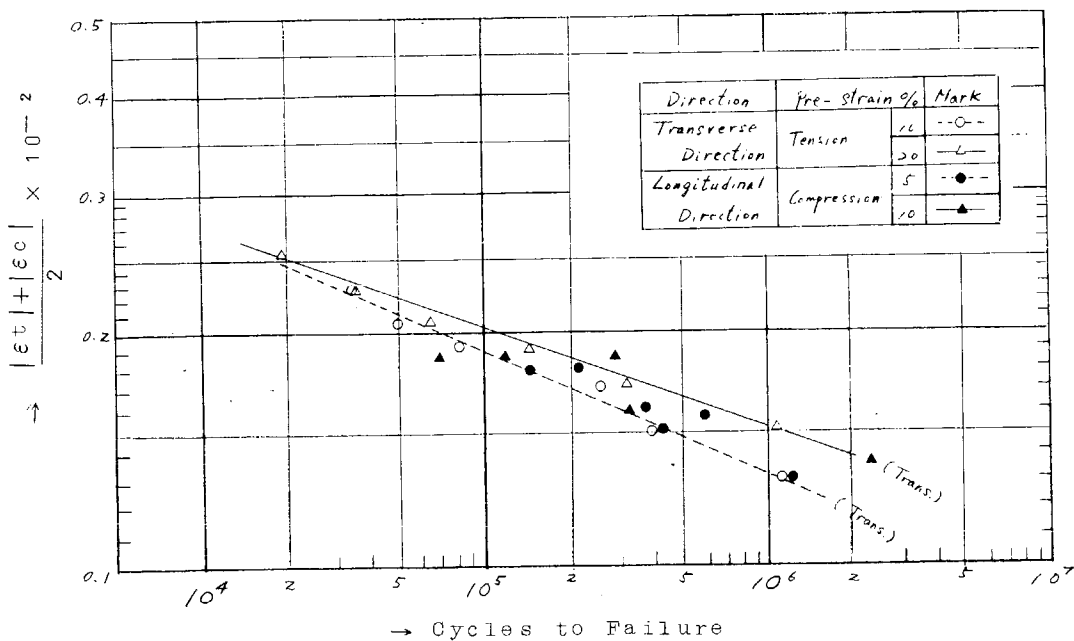


Fig. 3.2.15 $\frac{|\epsilon_t| + |\epsilon_c|}{2}$ - N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41

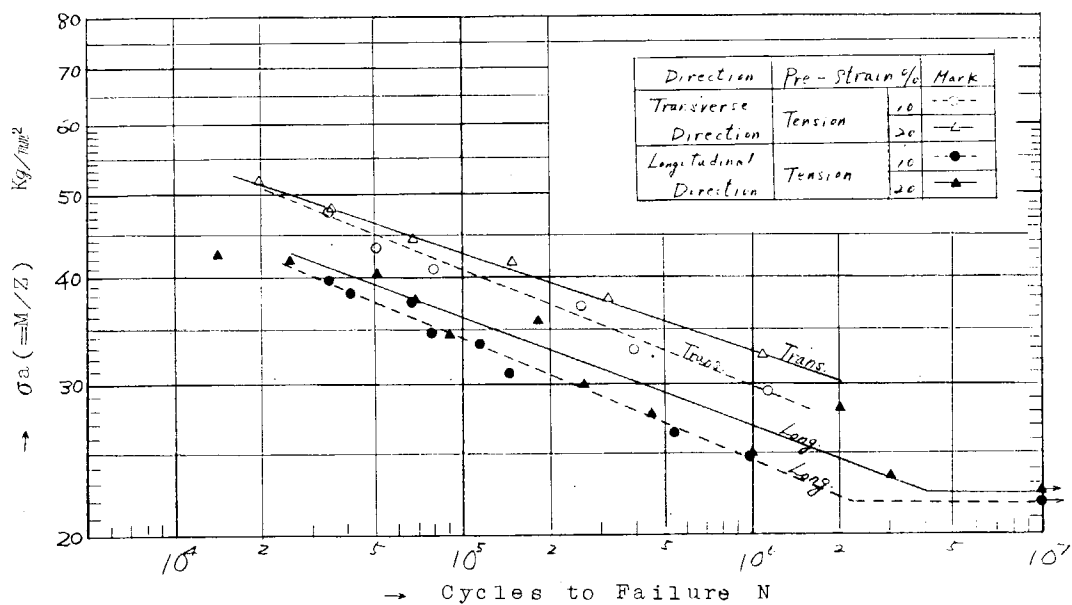


Fig. 3.2.16 σ_a - N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41

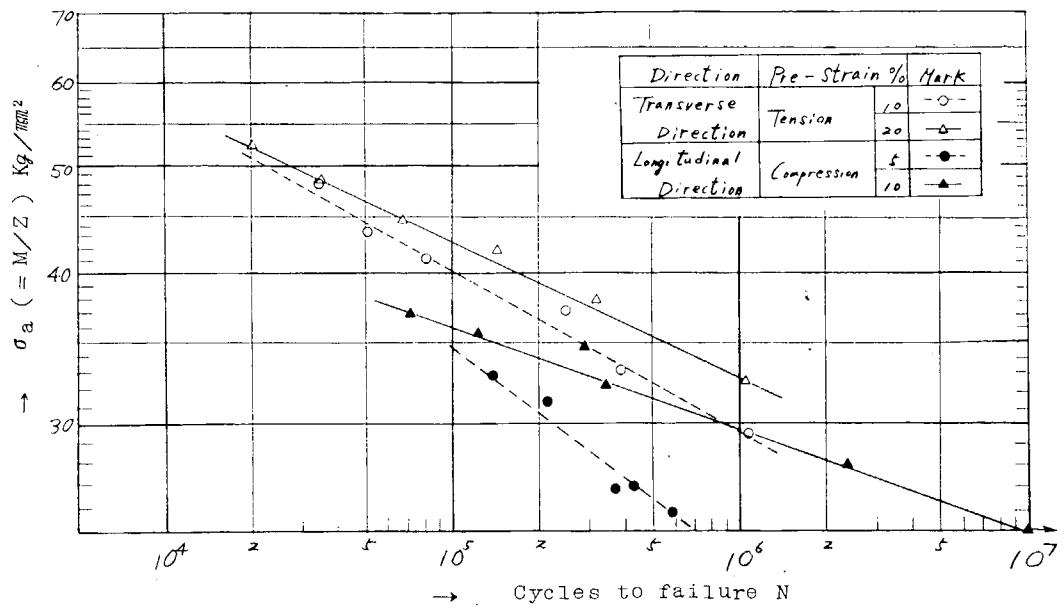


Fig. 3.2.17 σ_a -N Curves of Pre-Strained Specimens for SS-41

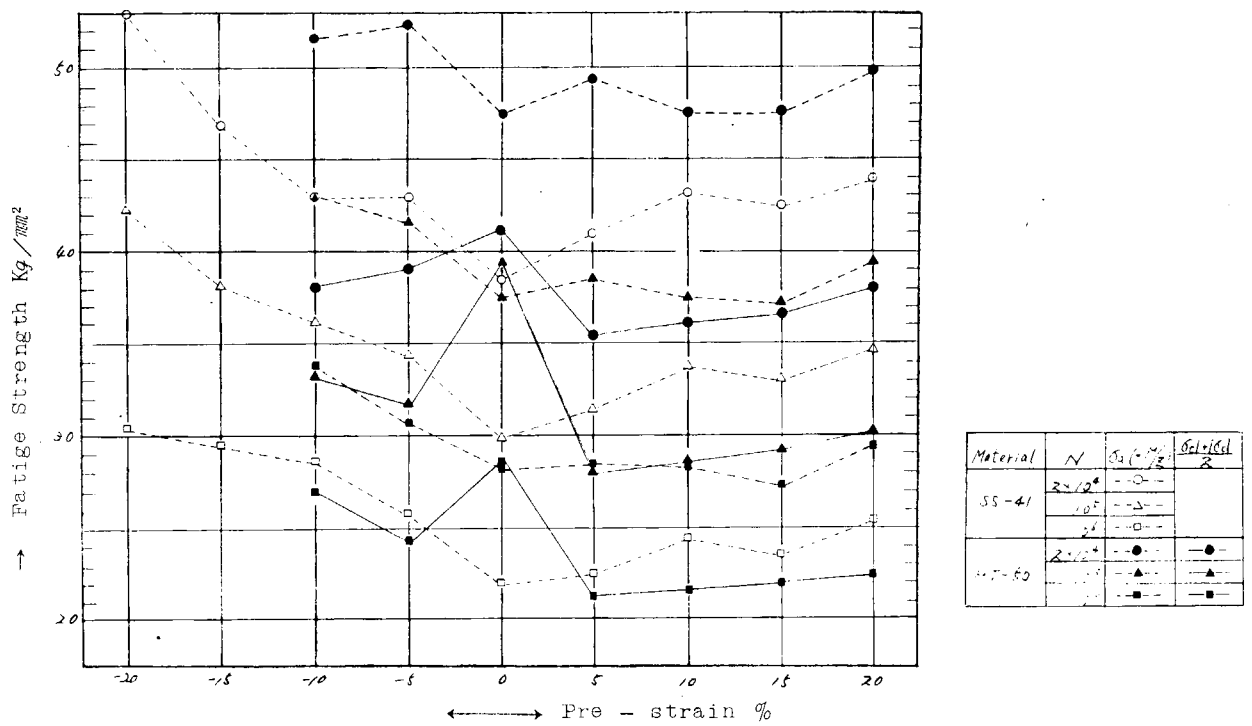


Fig. 3.2.18 Relation between Fatigue Strength and Pre-Strain for SS-41 & HT50

3.3 切欠を有する加工材の疲労強度

3.3.1 目 的

設計思想の進歩による高い設計応力の設定に関連して、複雑な構造要素に存在する各種の応力集中部に低サイクル疲労によると思われるクラック損傷が、しばしば報告され問題となつている。近年低サイクル疲労を研究するのに発生と伝播に分けて別々に攻めることが叫ばれている。

このような観点から、低サイクル疲労クラックの発生がどのようなクライテリオンによつて起り、またその伝播がどのような法則に従つて起るかを調査する目的で研究した。

3.3.2 試 験

(a) 試 験 機

50 T アムスラー型片振り繰返し油圧発生装置付試験機、動的最大容量 40 T
繰返し速度は約 100 rpm とした。

(b) 試 験 片

供試材は八幡製鉄製 WT50 (板厚 15 mm) である。その機械的性質と化学成分を Table 3.3.1 に示す。試験片形状については Fig. 3.3.1 に示す。Fig. 3.3.1 (a) は疲労クラック発生用であり、Fig. 3.3.1 (b) は疲労クラック伝播用である。

(c) 試 験 方 法

(1) 低サイクル疲労クラックの発生試験

一定な繰返し荷重により、Fig. 3.3.1 (a) に示す試験片の応力集中部からの低サイクル疲労クラックの発生を見るために、歪ゲージを切欠の内側およびクラック伝播線上に貼布することにより、切欠断面での歪を直接測定した。クラック発生の確認は、歪計で突然不連続に scale out するのをもつて発生とした。

実際、試験片を静的引張りによつて切つてみると明らかに、クラックが発生しているのが認められた。一方、予歪材の発生試験は、予歪を平滑材に対し付けた後、切欠を機械加工し行なつた。

(2) 低サイクル疲労クラックの伝播試験

Fig. 3.3.1 (b) に示す試験片に片振りの $\sigma_{net} = \text{Const.}$ の繰返し応力をかける。繰返し応力 σ_{net} の上限は降伏点前後の高応力とした。

下限は試験機作動の都合上から、0 に近い小さな応力とし、ほぼ片振り引張りの状態とした。

3.3.3 試験結果

(a) 発生試験結果

繰返しの真応力—真歪線図を Fig. 3.3.2 に示す。クラック発生までの全塑性歪 ϵ_{tc} と繰返し応力 σ_{nom} の関係を素材と予歪材を比較して、Fig. 3.3.3 に示す。

切欠断面上の歪分布を繰返し数 N をパラメータとして描いた一例を、素材と予歪材を比較して Fig. 3.3.4 に示してある。

つぎに、切欠断面上の応力分布については、測定された歪から Fig. 3.3.2 の真応力—真歪線図を使つて求めた。歪分布と異なり、応力分布は繰返し数 N に対してほぼ一定となる。

その一例を或る応力レベルに対して、Fig. 3.3.5 に示す。

また、歪分布を用いて切欠内側における、歪集中率 K_ϵ を求め、応力 σ_{nom} をパラメータとして、歪集中率 K_ϵ と繰返し数 N の関係を、Fig. 3.3.6 に示す。同様に応力分布から、切欠内側での応力集中率 K_σ が求められるが、前述したように K_σ は N に無関係となるから、その応力集中率 K_σ と応力 σ_{nom} との関係を、Fig. 3.3.7 に示す。

歪集中率 K_ϵ は繰返し数 N が或る程度大きくなるとほぼ一定の値に落ち着くので、そのときの K_ϵ と K_σ と関係を Fig. 3.3.8 に示す。

Fig. 3.3.8 で点線は Hardrath の提案した(1)式であり、鎖線は Neuber の提案した(2)式による曲線である。

$$K_{\sigma} = \frac{K_{\epsilon}}{K_{\epsilon} - K_t + 1} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$K_{\sigma} \cdot K_{\epsilon} = K_t^2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

本実験は引張りの片振り繰返し試験であるが、下限荷重での歪の値と、上限荷重での歪の値の差から弾性部分の回復を引いても、なお余りある。これは切欠内側の部分が、下限荷重のときに、周囲から圧縮されていると考えられる。従つて応力振幅を降伏応力の2倍 ($2 \cdot \sigma_y$) とすると塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_p$ は(3)式のようにになる。

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_p &= \Delta \epsilon - \Delta \epsilon_e \\ &= \Delta \epsilon - \frac{2 \sigma_y}{E} \quad \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

ここで σ_y : 降伏応力

E : ヤング率

$\Delta \epsilon$: 上限荷重と下限荷重での歪の差

(3)式を使い、塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_p$ と繰返し数 N との関係を、或る応力レベルに対して、素材と予歪材を比較して示した一例を、Fig. 3.3.9 に示す。これから $\Delta \epsilon_p$ は N に関して、ほぼ一定値となると考えられる。

加工硬化仕事量が或る一定値になつたとき、破壊が起るという Martin 流のクライテリオンをクラック発生に對し応用したものは(4)式のように書ける。

$$\int_1^{N_c} (\Delta \epsilon_p)^2 \cdot dn = C_1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

ところが Fig. 3.3.9 に示してあるように、 $\Delta \epsilon_p$ が N に対してほぼ一定値と仮定できるから、(4)式は(5)式のようにになる。

$$(\Delta \epsilon_p)^2 \cdot N_c = C_1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

(5)式を用い、各応力レベルについて C_1 値を計算した。その結果を素材・予歪材とも、Fig. 3.3.10 に示す。

ヒステリシス・ループの囲む面積が或る一定値になつたとき、発生するというクライテリオンは、次の(6)式のように書ける。

$$\int_1^{N_c} \Delta \epsilon_p \cdot 2 \sigma_y \cdot dn = C_2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで $\Delta \epsilon_p$ は n に対しほぼ一定となるから、(6)式は(7)式のようにになる。

$$\Delta \epsilon_p \cdot 2 \sigma_y \cdot N_c = C_2 \quad \dots\dots\dots (7)$$

(7)式を用い、各応力レベルについて C_2 値を計算した。その結果を素材・予歪材とも Fig. 3.3.11 に示す。塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_p$ とクラック発生までの繰返し数 N_c との関係を両対数で、図示したものを Fig. 3.3.12 に示す。

クラック発生までの繰返し数 N_c と応力レベルの $S - N_c$ 曲線を Fig. 3.3.13 に示す。

(b) 伝播試験結果

クラック長さ $2C$ と繰返し数 N の関係を、繰返し応力 σ_{net} をパラメータとして、Fig. 3.3.14 (a)・(b)に示す。

また、 $\sigma_{net} = \text{Const.}$ の伝播試験で得られる定常状態の伝播速度は、板幅 $2B$ に比例することがわかつているので、次のような式によつて整理することができる。

$$\frac{d}{dN} \left(\frac{C}{B} \right) = K \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_B} \right)^n \quad \dots\dots\dots (8)$$

3.3.4 考 察

(a) 発生試験について

Fig. 3.3.3 からわかるように、応力レベル σ_{nom} が増すに従って急激にクラック発生までの、全歪 ϵ_{tc} が伸びていることがわかる。つまり ϵ_{tc} がある一定値になると、クラックが発生するという単純なクライテリオンは成り立たないことが分かる。また $\sigma_B > \sigma_{nom} > 0.96B$ では、静的引張りでの伸び ($\sigma_{nom} = \sigma_B$ のとき) より大きくなっている。予歪材では ϵ_{tc} の全体的レベルが低い。

Fig. 3.3.4 から同じ応力レベルでは、素材の方が予歪材より切欠先端付近における歪勾配が急になつており、周囲からの拘束が強い。このことが Fig. 3.3.9 に示した。素材の $\Delta\epsilon_p$ が予歪材の $\Delta\epsilon_p$ よりも大きくなっている一因であると思われる。

Fig. 3.3.6 から、予歪材の方は素材に比べ、 K_σ が大きく、繰返し数 N に対し飽和する傾向にある。

Fig. 3.3.5 にみるように弾性分布とは違つて、応力集中は小さく、繰返し数 N に対してほとんど変化しない。

また、Fig. 3.3.7 から応力レベルによつても応力集中率 K_σ はほとんど変化しない。

Fig. 3.3.8 を見ると、本実験では Neuber の(2)式よりもむしろ、Hardrath の(1)式に合っていることが分かる。なお図中 $K_\sigma = K_\epsilon$ 上の白丸は、西田の式により求めた値である。

塑性歪振幅 $\Delta\epsilon_p$ と繰返し数 N の関係を示した、Fig. 3.3.9 より、初期の加工硬化の部分を除き一定値となる。Martin 流のクライテリオン(5)式は、定数 C_1 が応力・予歪の如何にかかわらず一定となるというものであるが、Fig. 3.3.10 に見るように或る程度の傾向を示していると言える。また、(5)式において静的引張りにおける $N_c = 1$ 、 $\Delta\epsilon_p = \epsilon_u$ (一様伸び)をとると、 $C_1 = \epsilon_u^2$ となり Fig. 3.3.10 からの C_1 の平均値とほぼ一致する。

(7)式によるヒステリシスループの囲む面積一定というクライテリオンを使つた Fig. 3.3.11 と比べ、いくらか(5)式による方が良いように思われる。また Fig. 3.3.12 は(5)式のクライテリオンの裏付けともなつていると思われる。

Fig. 3.3.13 より予歪材の方がクラック発生までの繰返し数つまり寿命が長い。

昨年度の、予歪が伝播速度遅くするという結果と合せ、予歪は低サイクル疲労に関し、良い影響を与ええると言える。

(b) 伝播試験について

疲労クラック伝播の実験は、いろいろな試験方法によつて行なわれ、その伝播の様子も試験方法によつて異なっている。

このように疲労クラックの伝播速度に対して、試験方法に依存する材料挙動の多くの様相が関与していると考えられる。したがつて問題を明らかにするためには、或る単純な場合を考えるのが望ましい。ここでは実際の構造物中の板との関連を考えて、クラック断面の平均応力一定 ($\sigma_{net} = \text{Const}$) の片振り引張り試験において、寿命の殆んど大部分を一定な伝播速度で占める定常状態に対して解析および考察を行なうことにする。

本実験やこれ迄得られた資料を、試験片幅で無次元化した伝播速度 $d(C/B)/dN$ と応力レベル σ_{net}/σ_B で整理したものを鋼種別に Fig. 3.3.15(a)および Fig. 3.3.15(b)に示す。図中 SM41、HT50、HT60、HT70、HT90 に関する試験方法はみな片振り引張り試験であるのに対し、Rolfe & Munse の行つた ABS-C に関する試験方法は両振り試験である。このように、同じ応力レベルの実験であつても、両振りの伝播速度は片振りのそれよりもはるかに速く、かつ応力依存性が強いことを示している。

引振り片振り試験では、Fig. 3.3.15(a)および Fig. 3.3.15(b)を見てわかるように、 $\sigma_{net}/\sigma_B \geq 0.7$ では、応力依存性に関する指数はほぼ 1.0 であり、 $\sigma_{net}/\sigma_B \leq 0.6$ ではほぼ 2 となる。そして、 $0.6 \leq \sigma_{net}/\sigma_B \leq 0.7$ では、指数 n は 2 から 1.0 へと急激に変化することがわかる。したがつて $\sigma_{net}/\sigma_B \leq 0.6$ の低応力レベルにおける高サイクル疲労亀裂伝播試験では、破壊力学を使つた Liu の理論とかなり良く一致していることが言える。ここで破壊力学を使う前提として、あくまで応力があまり高くないということがある。しかしながら $\sigma_{net}/\sigma_B \geq 0.7$ の高応力レベルでの伝播に対する解析的考察はほとんど行なわれていない。実験によれば、 $\sigma_{net}/\sigma_B \sim 0.7$ 位から急激に n が大となり 1.0 程度となるようである。従来提案されている式の多くは $\sigma_{net}/\sigma_y \ll 1$ の前提の上に立てられたものだが $n \sim 1.0$ というような指数を導いているものはない。ただ McClintock が振りの低応力レベルに

対して求めたものがある。いまここでは、McClintock の考え方を拡張することにして、解析を試みた。

いま疲労クラックの伝播を、塑性力学の立場から「クラック前方の累積被害」の現象によつて支配されると考える。連続体塑性力学を使う以上、理想的に鋭い切欠として先端半径 0 のクラックを考えると、クラック先端での歪は無限大になる。したがつて破壊の条件としては、クラック先端そのものの局所の歪に基づくものでなくて、クラック前方の小領域における平均歪に基づくと考える方が合理的である。

そのために、「クラック前方の累積被害」によるクラック伝播の解析には、局所的破壊条件 (criterion) を知り、かつ巨視的に連続体として歪分布を記述し得ない最小領域に関する知識が必要となつてくる。

低サイクル疲労亀裂伝播のように高応力レベルでの繰返しによつて、クラックが伝播する場合には、クラックの十分前方では連続塑性体力学の関係が成り立ち、これよりクラック先端に近い微小な領域においては、転位の運動を考慮に入れなければならない程度に歪は不均一である。

さて、今のところ鋭い切欠周辺における塑性域内の応力・歪分布は、数値塑性学によつて完全には理解されていない。しかし fully plastic torsion を受ける円柱の亀裂の場合には解が求まっている。すなわち Hull & McClintock は、クラック先端部塑性域内の歪分布を次の式のように求めた。

$$\gamma = \frac{R}{r} \gamma_y \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで r : クラック先端からの距離
 R : 塑性域の大きさ
 γ : r の位置における剪断歪
 γ_y : 降伏剪断歪

さらに、McClintock は(9)式が次の簡単な置換によつて引張を受ける場合にもあてはまることを示した。

$$\gamma \rightarrow \epsilon : \text{引張歪}$$

$$\gamma_y \rightarrow \epsilon_y : \text{降伏引張歪}$$

$$\epsilon = \frac{R}{r} \epsilon_y \quad \dots\dots\dots (10)$$

つぎに、巨視的には歪分布を(10)式で記述し得ない最小領域の大きさ (原子論的・材料組織学的・連続力学的意義は明らかでない。) をクラック先端から測つて ρ とする。 ρ は材料定数である。 ρ 内ではもはや(10)式の歪分布は成り立たず、(9)式の $r=0$ における歪分布の特異性を除くために、クラック先端の歪としては(9)式の歪を ρ 内で平均化したものを使う。 ρ より更に小さく、転位の運動をも考慮に入れなければならない領域の大きさを R_d とし疲労被害を受ける領域と定義する。

すると疲労被害領域 R_d は、先の塑性域 R の何分の一かである。その疲労被害領域 R_d 内では、もちろん(10)式の歪分布は成り立たない。

しかしこれからの計算においては ρ 内での平均歪を使うのに、その基となる歪分布として(10)式を形式上使つて行く。

$$R_d = \frac{1}{a} R \quad \dots\dots\dots (11)$$

a : 定数

(10)式と(11)式より

$$\epsilon = \frac{R_d}{r} (a \cdot \epsilon_y) \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで

$$a \cdot \epsilon_y = \epsilon_c \quad \dots\dots\dots (13)$$

とおき ϵ_c を限界歪とあくまでも歪分布(2)の形式定義する。

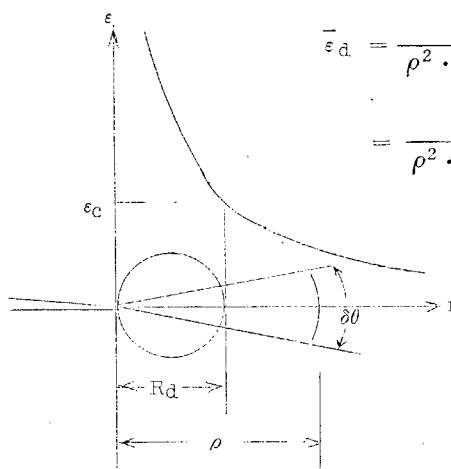
(12式と13式より)

$$\epsilon = \frac{R_d}{r} \cdot \epsilon_c \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここに ϵ_c は(10式)において形式上 $r = R_d$ としたときの歪である。言い換えると転位の運動を考慮に入れなければならない疲労被害領域 R_d 内での歪は、限界歪 ϵ_c 以上になつていて、限界歪 ϵ_c 以上の成分が疲労被害を与えるものであるとする。すると限界歪成分 ϵ_d は(14式)から次のようになる。

$$\epsilon_d = \left(\frac{R_d}{r} - 1 \right) \epsilon_c \quad \dots\dots\dots (15)$$

巨視的には歪分布を(10式)で記述し得ない最小領域 ρ 内での平均歪のうち、疲労被害を与える限界歪成分 ϵ_d による寄与 $\bar{\epsilon}_d$ (平均限界歪成分)は次のようになる。



$$\begin{aligned} \bar{\epsilon}_d &= \frac{1}{\rho^2 \cdot \delta\theta/2} \int_0^\rho \epsilon_d \cdot r \cdot \delta\theta \cdot dr \\ &= \frac{1}{\rho^2 \cdot \delta\theta/2} \int_0^{R_d} \epsilon_d \cdot r \cdot \delta\theta \cdot dr \quad \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

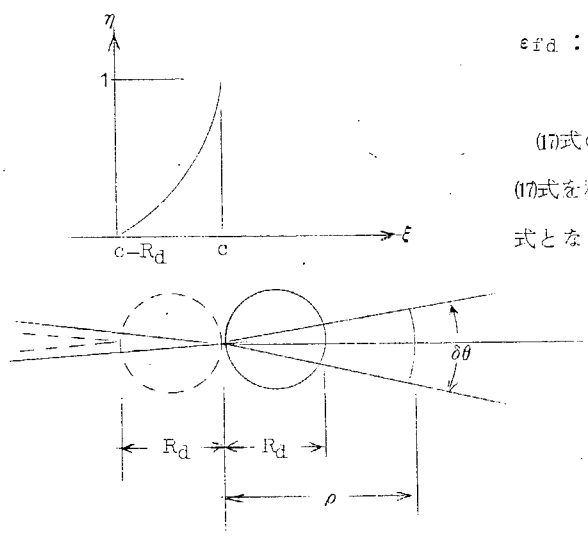
つぎに、局部的破壊条件としては、次の(17式)の形のものを用いる。
疲労被害量を η で表すと1サイクル当りの疲労被害量は $d\eta/dN$ となる。

$$\frac{d\eta}{dN} = \left(\frac{\bar{\epsilon}_d}{\epsilon_{fd}} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (17)$$

$\epsilon_{fd} : \epsilon_f - \epsilon_c$ すなわち破断歪 ϵ_f の限界歪成分

(17式)の疲労被害量 η が1になつたとき、破壊が起る。

(17式)を積分したものは低サイクル疲労亀裂の伝播速度を与える積分方程式となる。



$$\eta = 1 = \int_{c-R_d}^c \frac{d\eta}{dN} \cdot \frac{dN}{d\xi} \cdot d\xi \quad \dots\dots\dots (18)$$

ξ : Crack tip を示す座標、(18式)において変数扱い
C : 現在の Crack tip を表わし(18式)において定数扱い

いま、 $\sigma_{net} = \text{const.}$ の低サイクル疲労亀裂伝播試験における定常状態の、一定な伝播速度を求めてみる。
クラックが ξ にあつたときにC点で受けるところの平均限界歪成分 $\bar{\epsilon}_d$ は(15式)と(16式)より次のようになる。

$$\bar{\epsilon}_d = \frac{2\epsilon_c}{\rho^2} \left\{ \frac{R_d^2}{2} - \frac{(C-\xi)^2}{2} - R_d(C-\xi) \ln \frac{R_d}{C-\xi} \right\} \quad \dots\dots\dots (19)$$

(17)、(18)、(19式)より

$$\frac{1}{\rho} \frac{dc}{dN} = \frac{43}{135} \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{fd}} \right)^2 \left(\frac{R_d}{\rho} \right)^5 \quad \dots\dots\dots (20)$$

さてここで疲労被害領域 R_d の応力依存性を考えてみる。Liu は低応力レベルを前提としている破壊力学を用いて塑性域の大きさ R に関して、次のことを示している。

$$R = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{gross}}{\sigma_y} \right)^2 C \{ f(r) \}^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_y} \right)^2 C (1-r)^2 \{ f(r) \}^2 \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここで σ_{gross} : グロス応力
 σ_y : 降伏応力
 $f(r)$: 有限幅による修正項
 σ_{net} : クラック断面での平均応力
 B : 板幅の $\frac{1}{2}$
 r : C/B

(21)式における R と r の関係を図示した Fig. 3.3.1 6 をみると $0.25 < r = C/B < 0.6$ の範囲で $\sigma_{net} = \text{const.}$ のとき $R \propto \text{const.}$ となる。

降伏点付近の高応力レベルに対しても、塑性域 R の応力依存性が 2 であるとする次のようにおける。

$$R = b (\sigma_{net})^2 \quad \dots\dots\dots (22)$$

b : クラック長さ C によらぬ定数

さらに Rolfe & Munce も $\sigma_{net} = \text{const.}$ の疲労亀裂伝播試験を行ない、その際行なつた光弾性実験により次のことを確めている。すなわち定常状態において塑性域の大きさ R はクラック長さ C によらず一定である。

本実験のように全面降伏 ($\sigma_{net} = \sigma_y$) 以上の高応力レベルでは塑性域の大きさ R は定まらないものであるが、しかし(11)と (22)より次のようにおける。

$$R_d = \frac{b}{a} (\sigma_{net})^2 \quad \dots\dots\dots (23)$$

一方、Weibull は $\sigma_{net} = \text{const.}$ の疲労亀裂伝播試験を行ない、その結果を Fig. 3.3.1 7 に示すように、応力レベルが同じなら、その伝播速度が試験片の巾 $2B$ に比例することを実験的に確めており、次元解析によつても導いている。

本研究で行なつた実験でも、この傾向は Fig. 3.3.1 8 に示したように認められた。

すなわち、

$$\frac{dC}{dN} \propto B \quad \dots\dots\dots (24)$$

但し、板幅 B には上限 B_0 (定数) の存在が予想される。(23)、(24) 式を(20)式に盛り込むと次の式が得られる。

$$\frac{d}{dN} \left(\frac{C}{B} \right) = K_1 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_B} \right)^{10} \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここに σ_B : 抗張力

K_1 : 材料定数 (実験からは 10^{-3} のオーダーと推定される。)

(25)式は高応力レベル ($\sigma_{net} \geq 0.7 \sigma_B$) に対するものであるが、低応力レベル ($\sigma_{net} < 0.6 \sigma_B$) では Liu の式がよくあう。

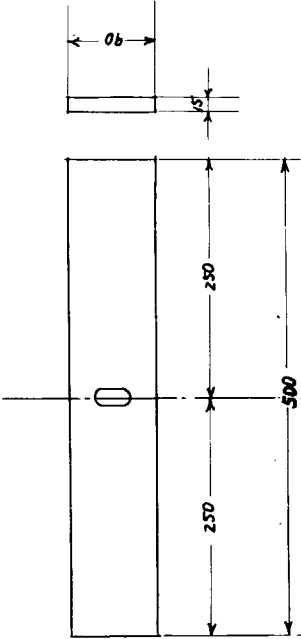
$$\frac{d}{dN} \left(\frac{C}{B} \right) = K_2 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_B} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (26)$$

(26)式の右辺の σ_{net}/σ_B には疲労限に相当する下限の存在が予想される。

Table 3.31 Mechanical Properties and Chemical Compositions

Mechanical Properties			Chemical Composition (%)			
σ_T ($\frac{kg}{cm^2}$)	σ_B ($\frac{kg}{cm^2}$)	Elong (%) $G.L=200mm$	C	Si	Mn	P
35	53	27	0.15	0.4	1.21	0.015
			0.013			

Specimen for Fatigue Crack Initiation



Notch Details

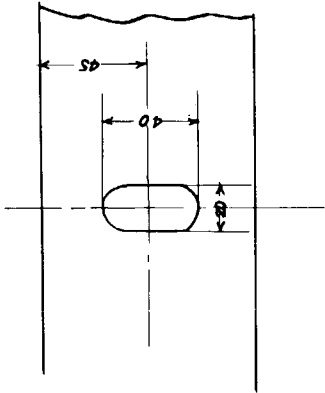
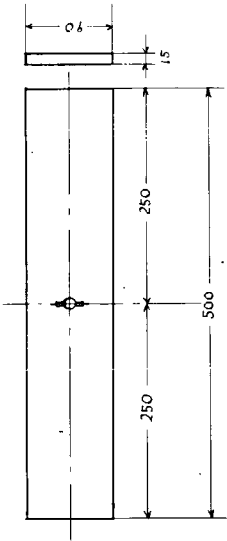


Fig. 3.31 (a)

Shape of Specimen for Crack Propagation



Detail of Centre Notch

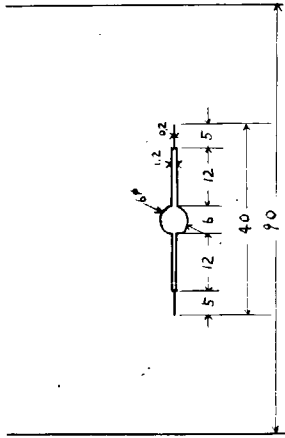


Fig. 3.31(b) Specimen for Fatigue Crack Propagation

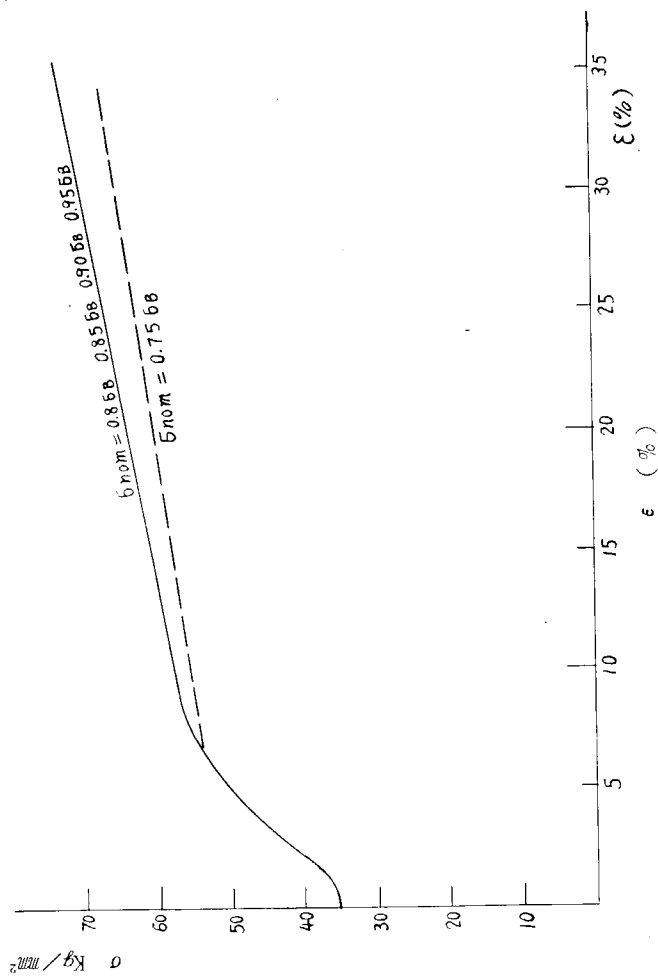


Fig. 3.32 True Stress - True Strain Diagram for Cycling

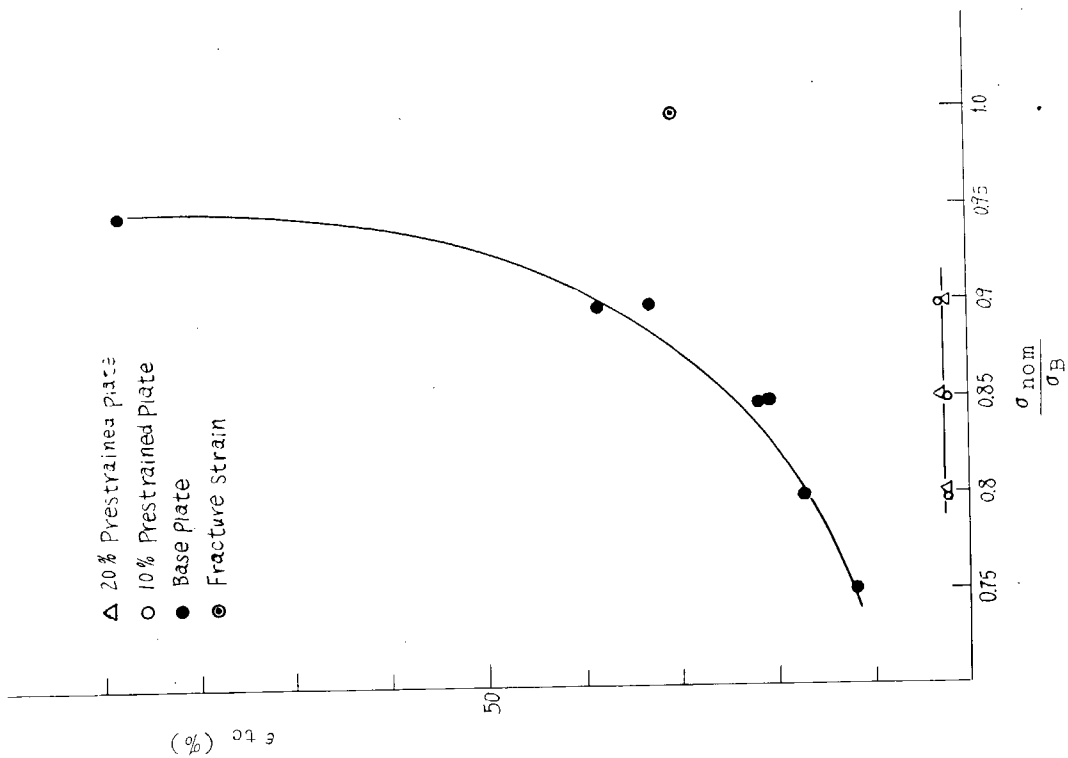


Fig. 3.33 Total Plastic Strain vs. Stress

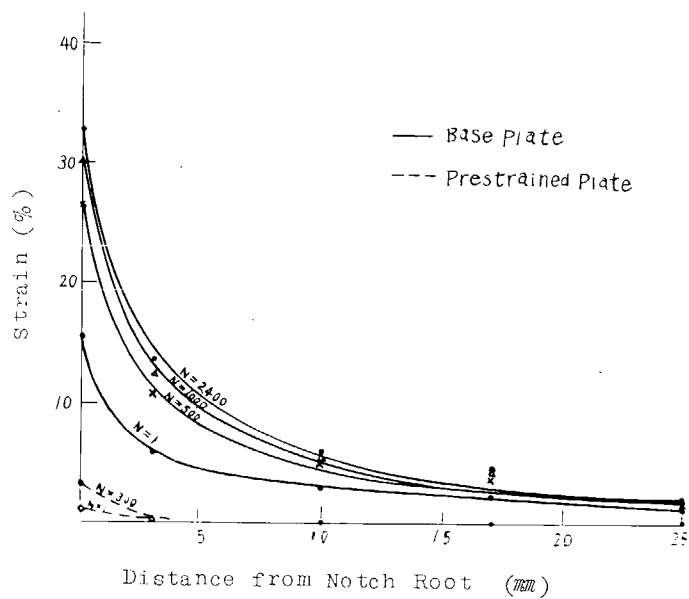


Fig. 3.3.4 Strain Distribution at $\sigma_{nom} = 0.9 \sigma_B$

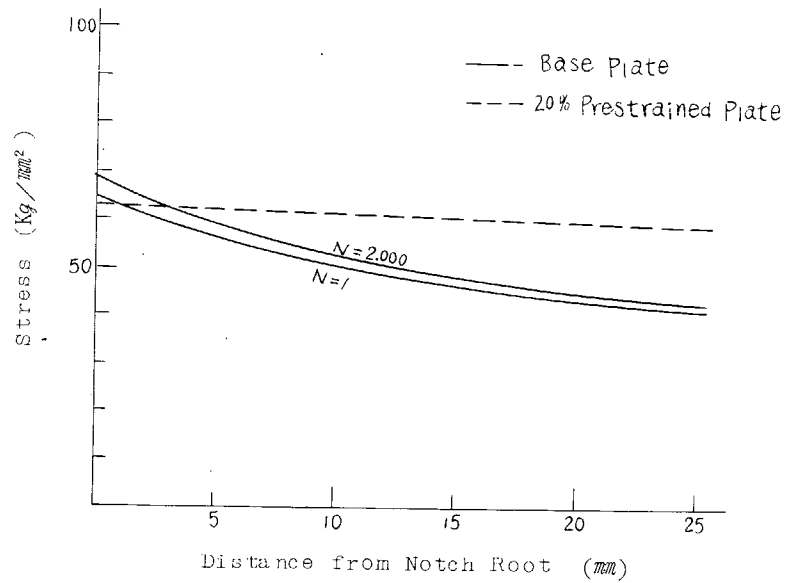


Fig. 3.3.5 Stress Distribution at $\sigma_{nom} = 0.9 \sigma_B$

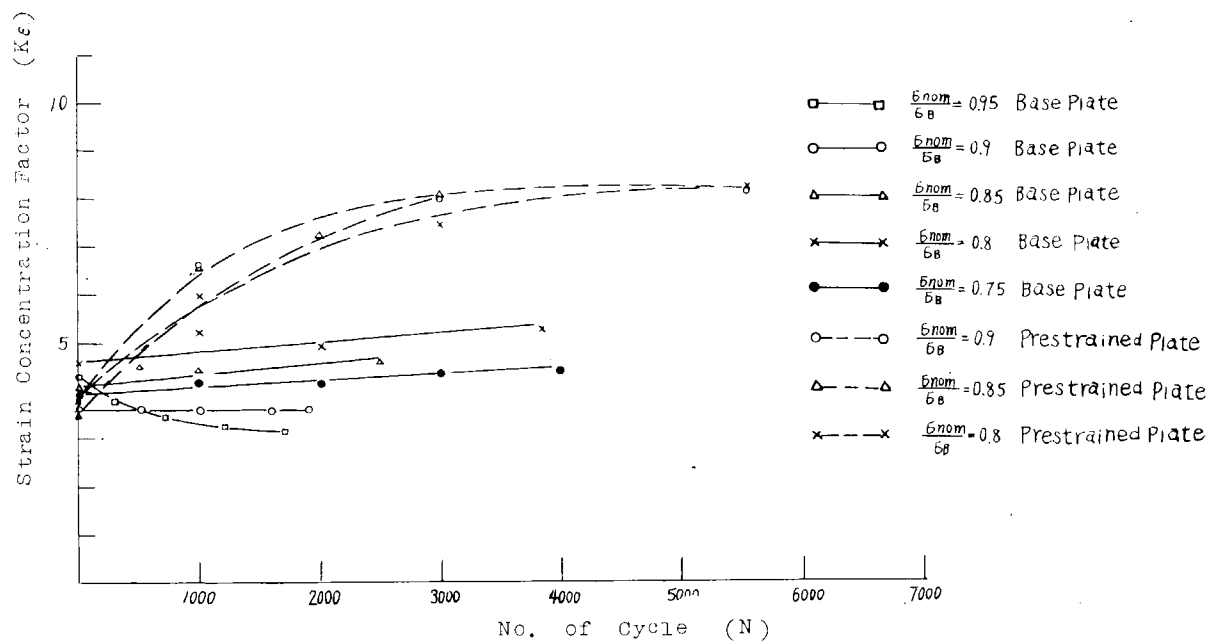


Fig. 3.3.6 K_ϵ vs. N

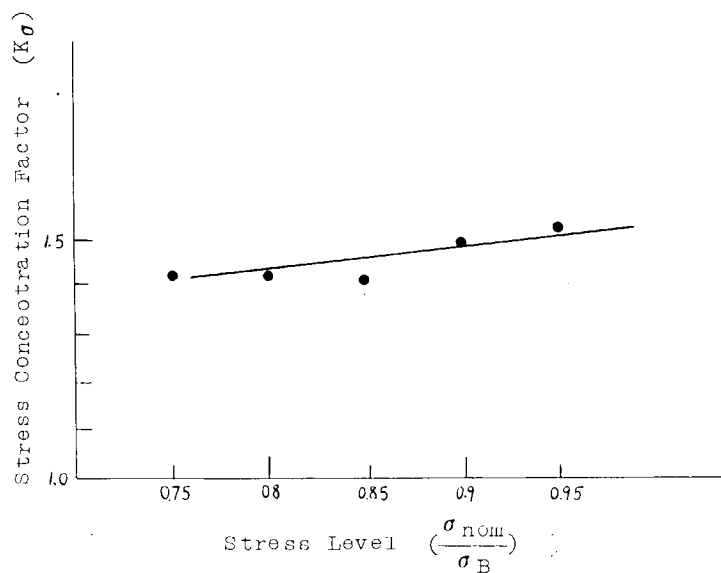


Fig. 3.3.7 K_σ vs. σ_{nom} / σ_B

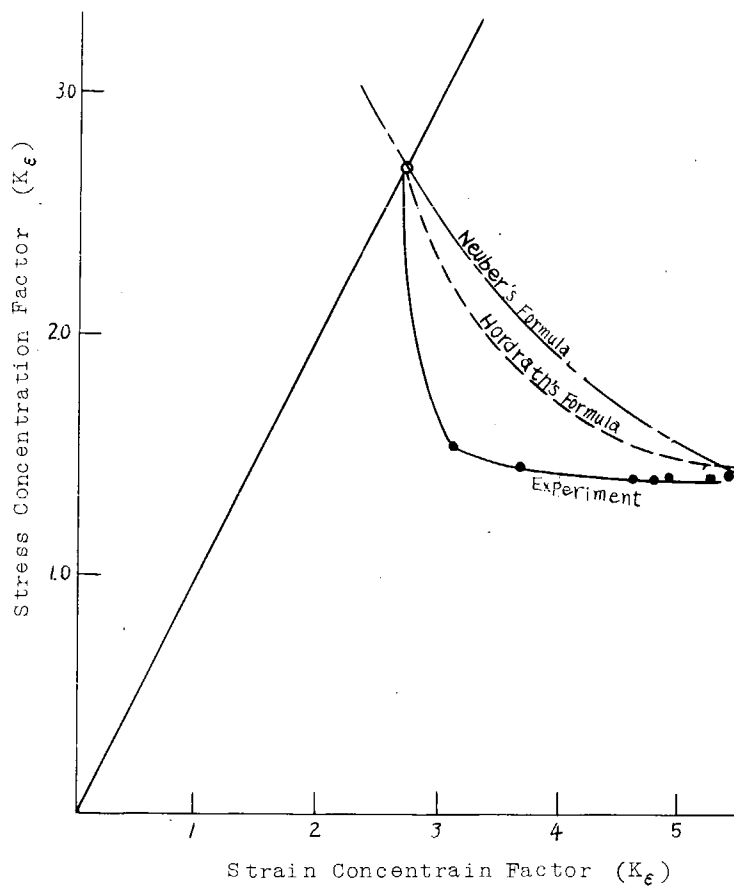


Fig. 3.3.8 K_σ vs. K_ϵ

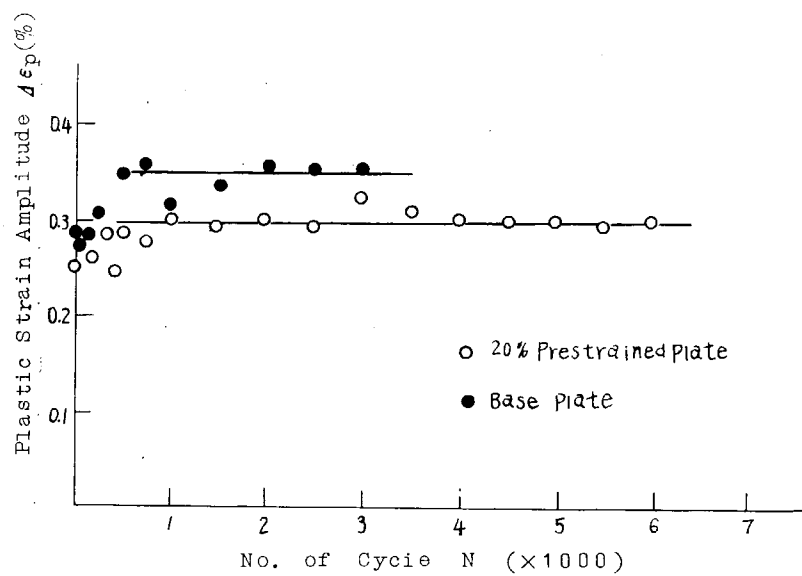


Fig. 3.3.9 $\Delta\epsilon_p$ vs. N at $\sigma_{nom} = 0.8 \sigma_B$

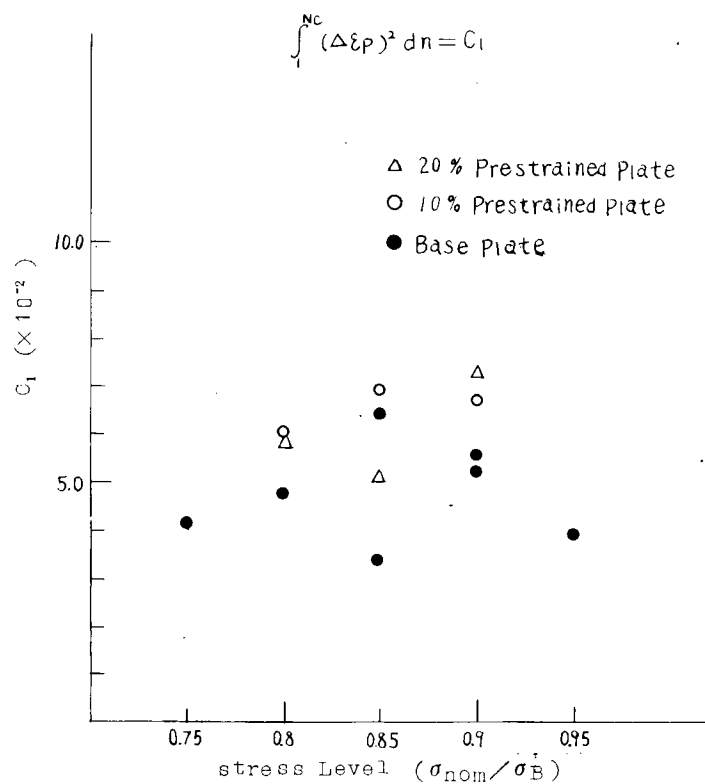


Fig. 3.3.10 C_1 vs. σ_{nom}/σ_B

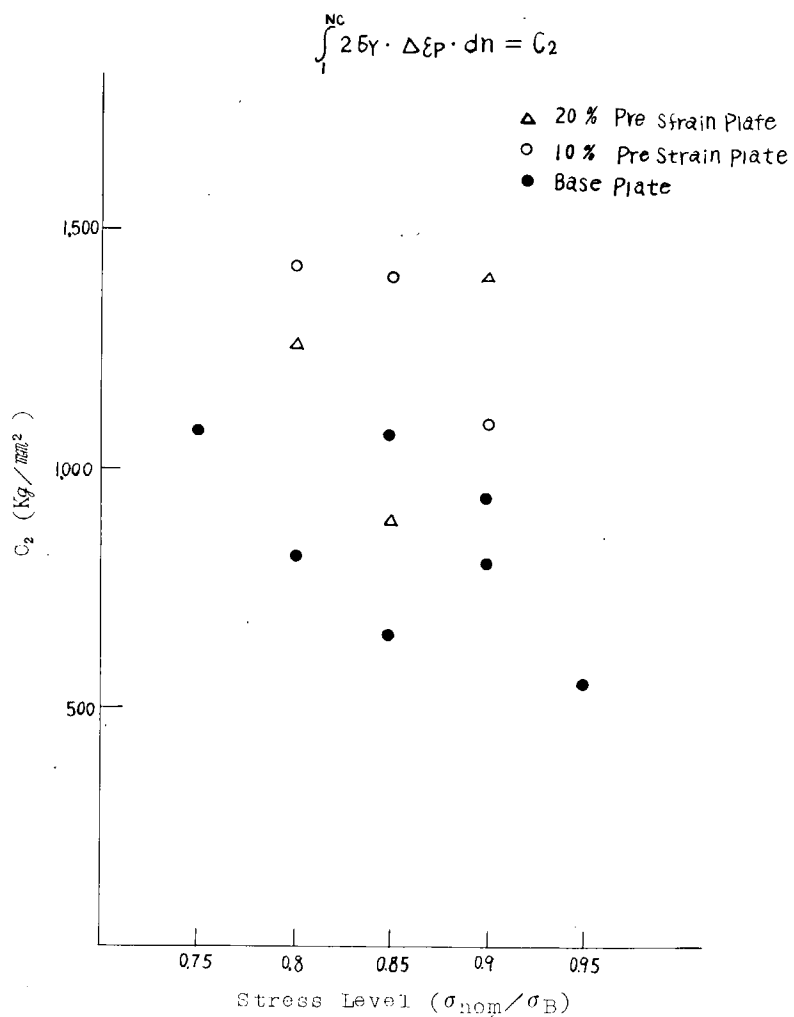
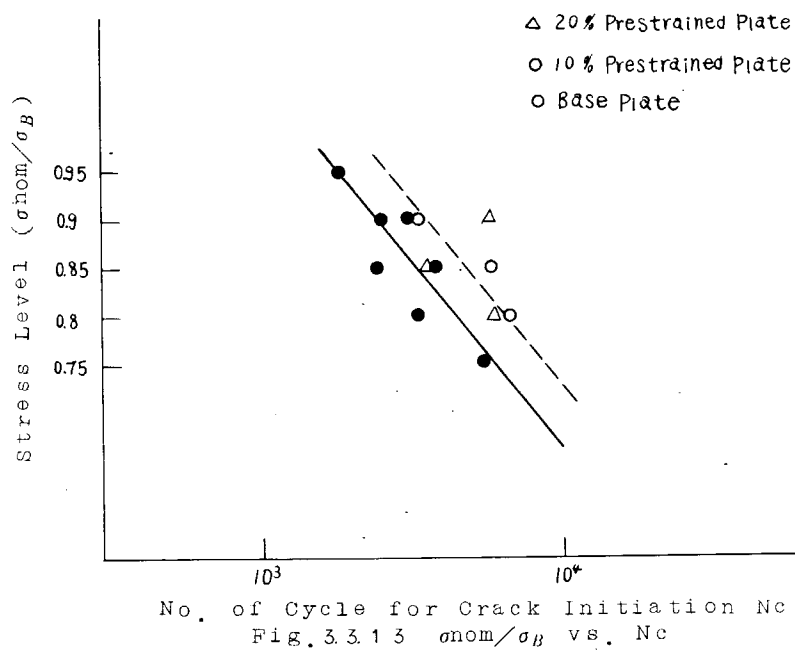
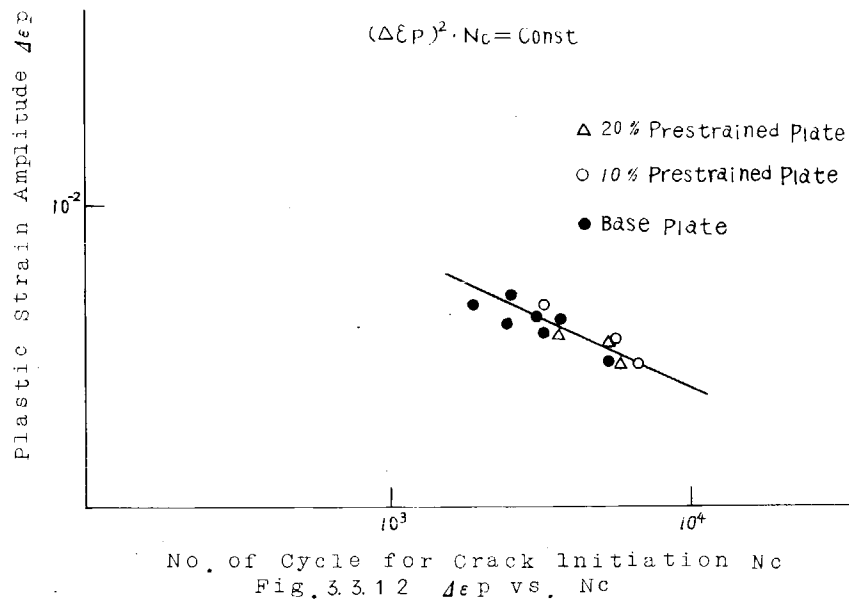


Fig. 3.3.11 C_2 vs. σ_{nom}/σ_B



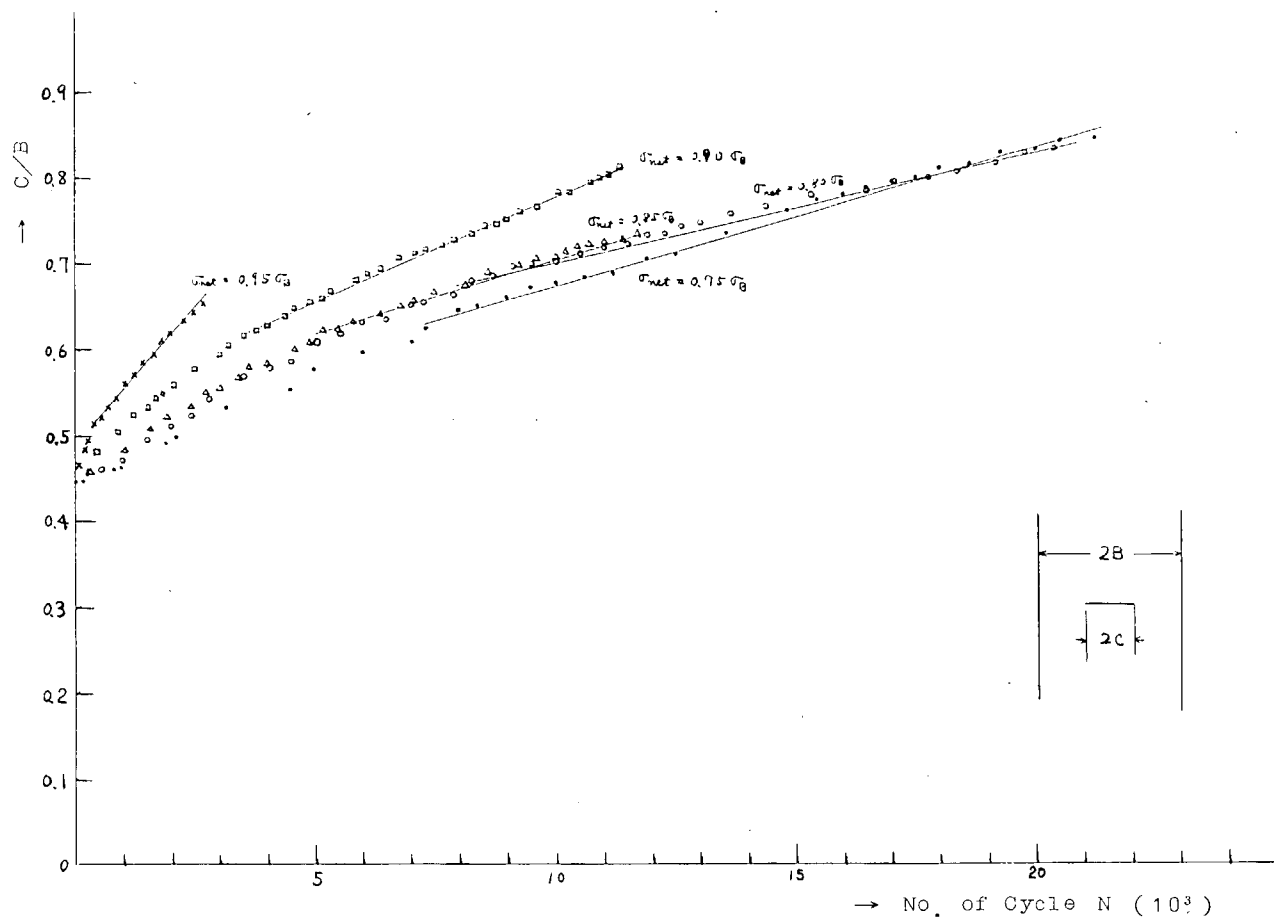


Fig. 3.3.14(a) C/B vs. N

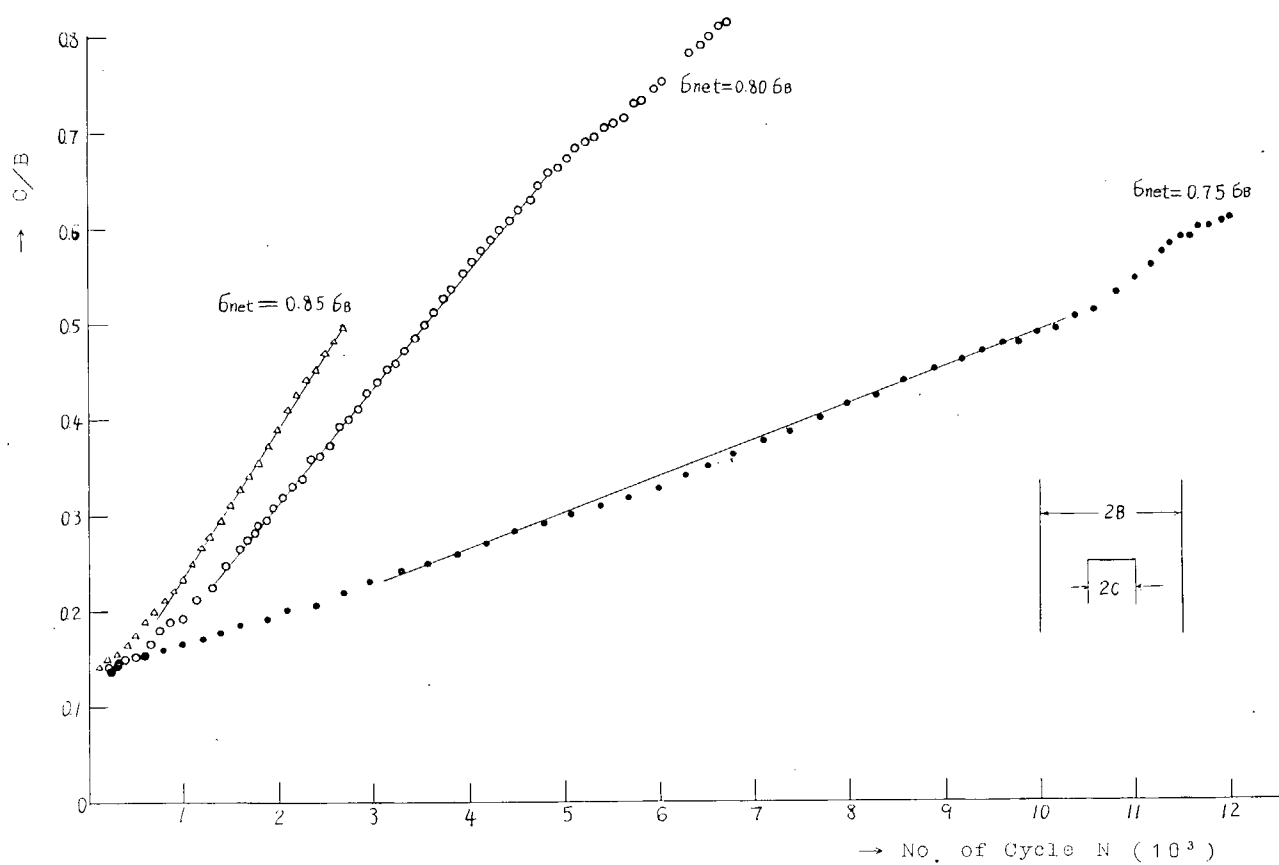


Fig. 3.3.14(b) C/B vs. N

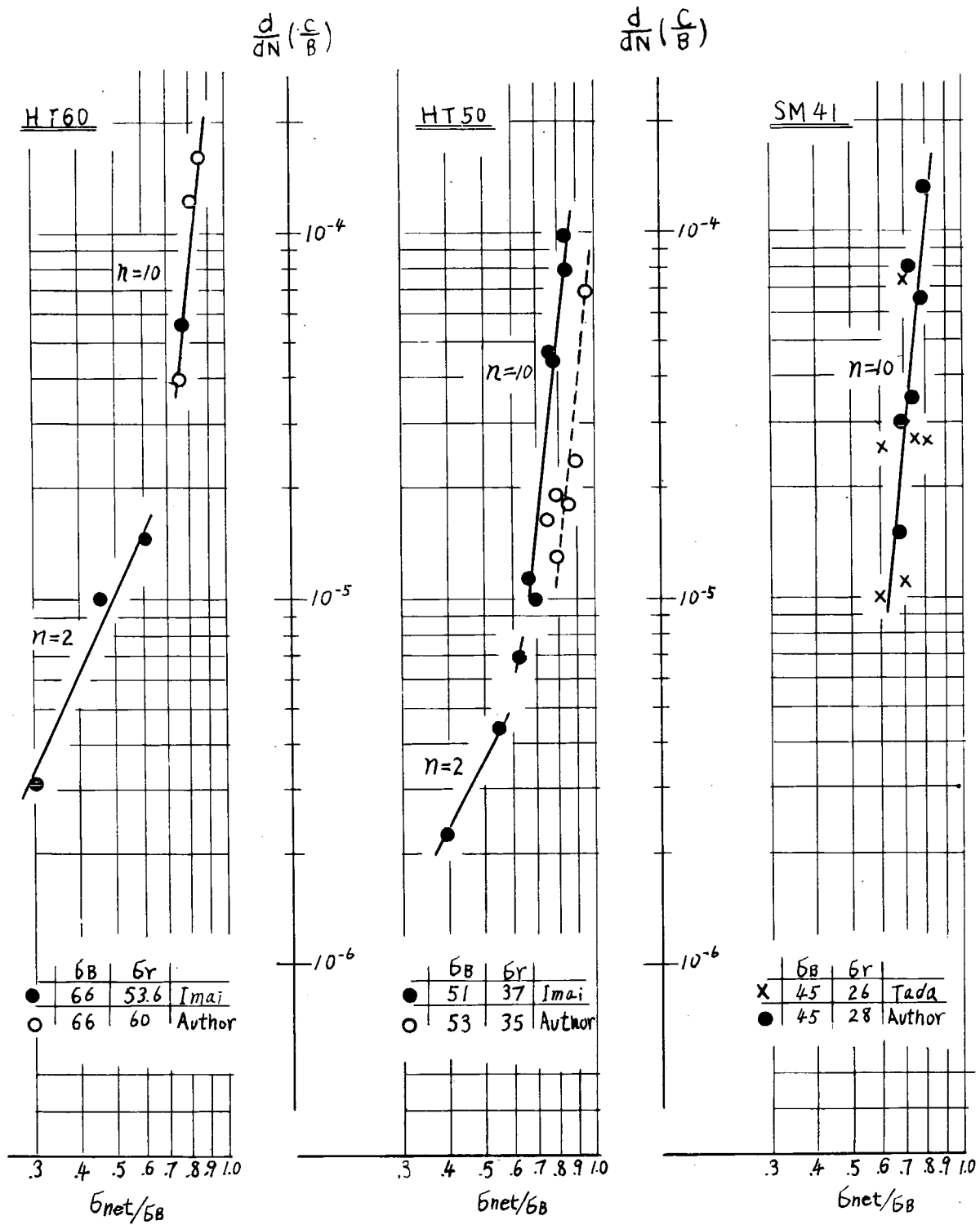


Fig. 3.3.15(a) Crack Growth Rate

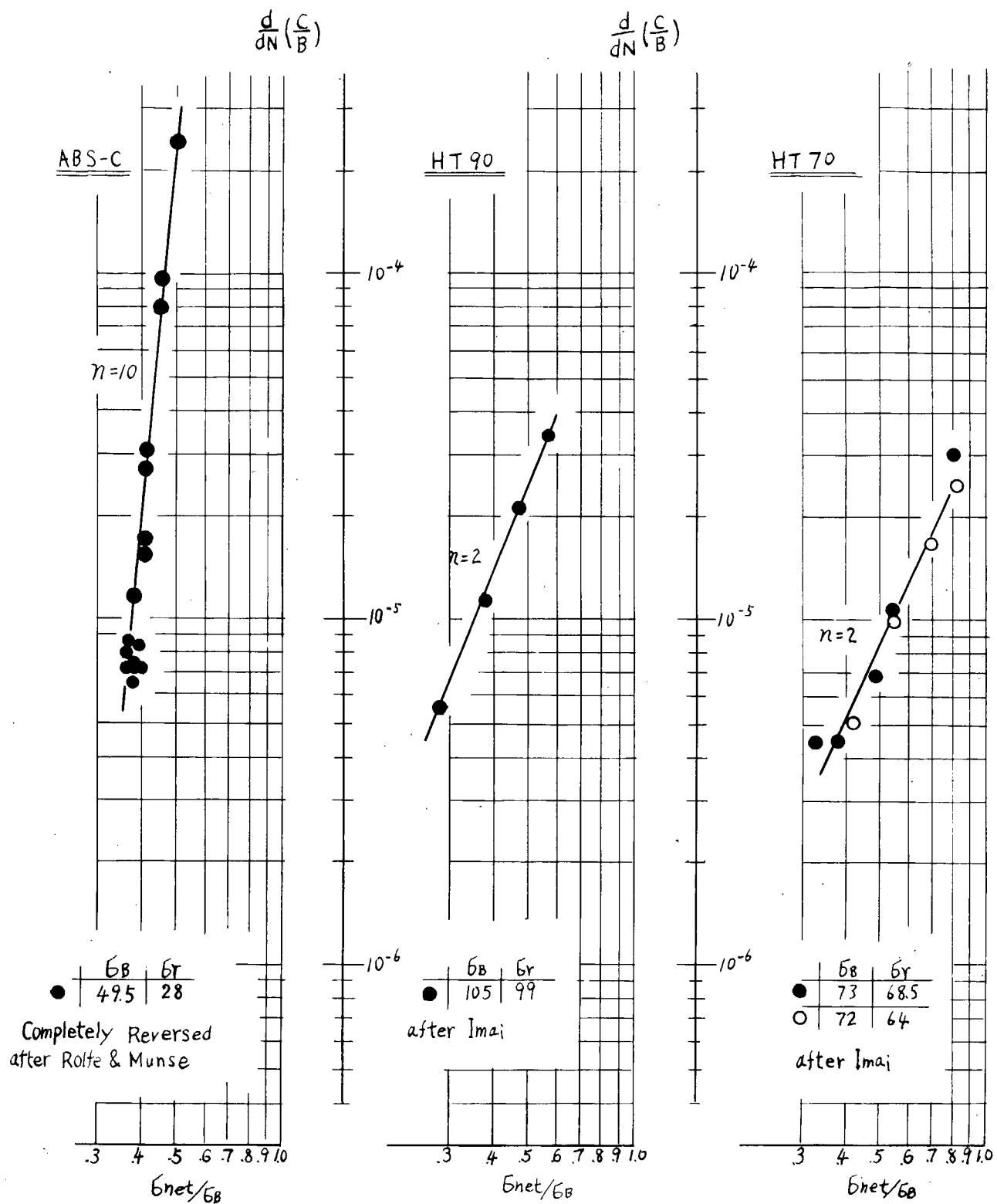


Fig. 3.3.15(b) Crack Growth Rate

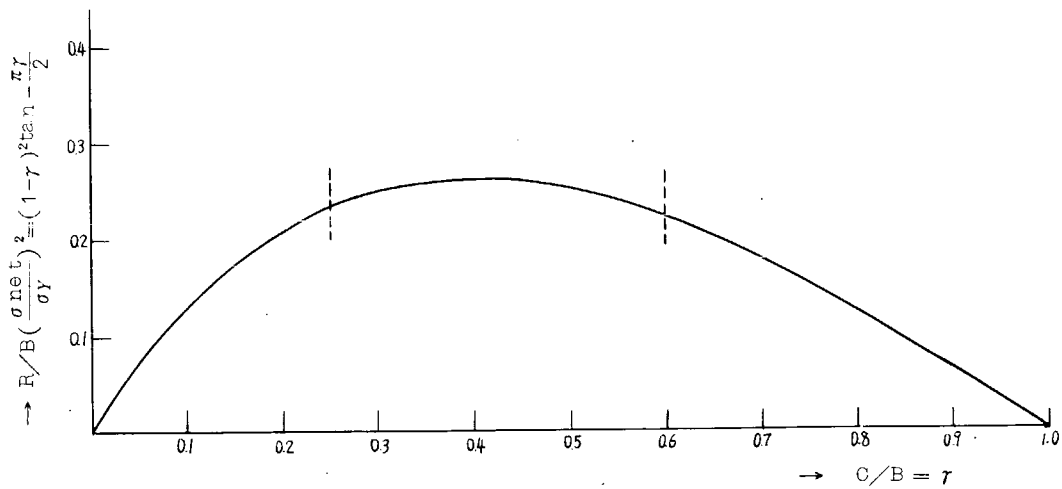


Fig. 3.3.16 Plastic Zone Size vs. Crack Length

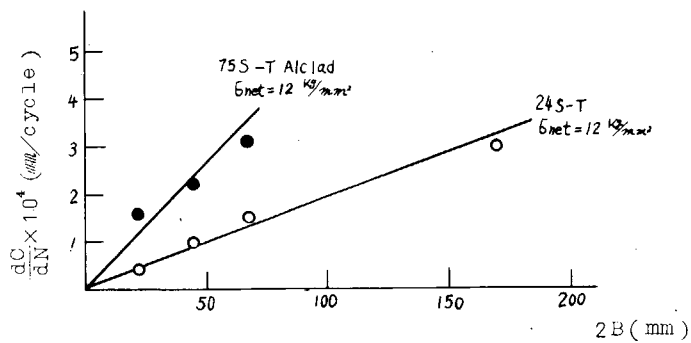


Fig. 3.3.17 Crack Growth Rate vs. Breadth of Plate (Weibull's Experiment)

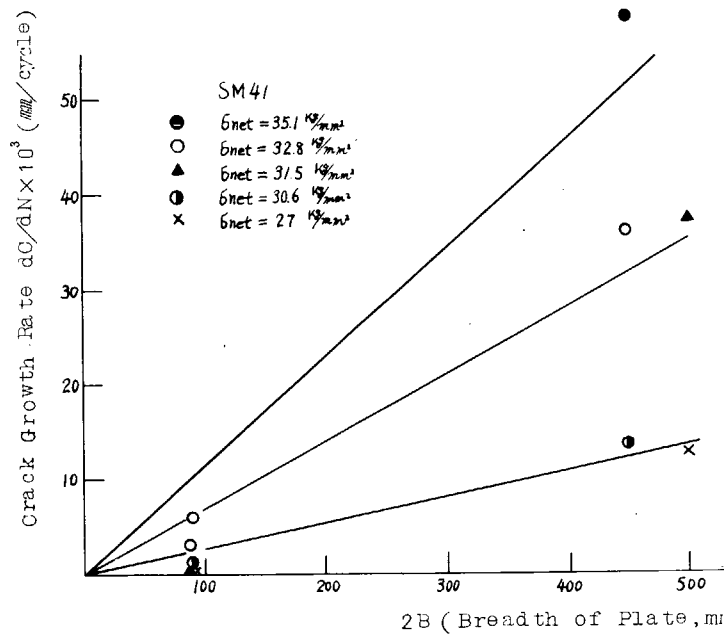


Fig. 3.3.18 Crack Growth Rate vs. Breadth of Plate

4 工作誤差が疲労強度におよぼす影響

4.1 突合わせ溶接部における目違いが疲労強度におよぼす影響

4.1.1 目 的

船体構造には、ほとんど溶接構造が使用されており、溶接工作上目違いなどの避けえない誤差による不連続部の疲労強度におよぼす影響を調査し、その許容誤差範囲などを決定するための資料を得る目的で行なったものである。

なお、昭和43年度は昨年のMSに引続きHT50について行なった。

4.1.2 試験方法

実験に供試した材料はHT50の公称板厚6mmおよび16mmである。Table 4.1.1は供試材料の機械的性質を示す。

Table 4.1.1 Mechanical Properties of Materials Used

Plate Thickness (mm)	Yielding Stress σ_g (Kg/mm ²)	Tensile Strength σ_B (Kg/mm ²)	Elongation ϵ (G L. 200mm) (%)
6	38.4	54.3	26.0
16	35.9	56.5	24.3

目違い接手の試験片は、MSの場合と同じ形状で、平行部の幅60mm、平行部の長さ100mmの中央部に突合わせ溶接を行ない、その突合わせ部に各板厚のそれぞれ0、20%、40%および60%の目違いを与えて試験片を製作し、余盛りは溶接のままとした。突合わせ部はX開先を施して、板厚6mmの場合は両面各1層ずつ溶接を行ない、16mmの場合は各3層ずつ溶接を行なった。なお、溶接棒は低水素系のLB52を使用した。

疲労試験は容量150Ton 毎分12~120回の定変位型疲れ試験機を使用して定変位片振引張り疲労試験を行なった。

4.1.3 実験結果

Fig. 4.1.2およびFig. 4.1.3は板厚6mmの疲労試験結果である。

図にはHT50を白丸印で表わし、比較のために軟鋼を黒丸印で表わした。Fig. 4.1.2(4)の⊗印は、目違い量が板厚の40%の接手に通常は溶接層数を表裏各1層ずつ行なっているが、化粧溶接を各1層ずつ追加して、形状をなめらかにしたものである。このように化粧溶接を行なつて、曲げの影響を少なくすることによつて、目違いのない接手の時間強度まで寿命を延ばすことができる。

Fig. 4.1.4はHT50の板厚16mmの $\sigma_a - N$ 線図である。

Fig. 4.1.5は軟鋼と比較するためにHT50と軟鋼の結果を示した。

軟鋼と比較して見ると、HT50は板厚比 δ/t が大きくなると疲労強度低下率が軟鋼よりも少し大きくなるようである。このことは高張力鋼は一般に切欠感度が高いと云われていることと一致している。

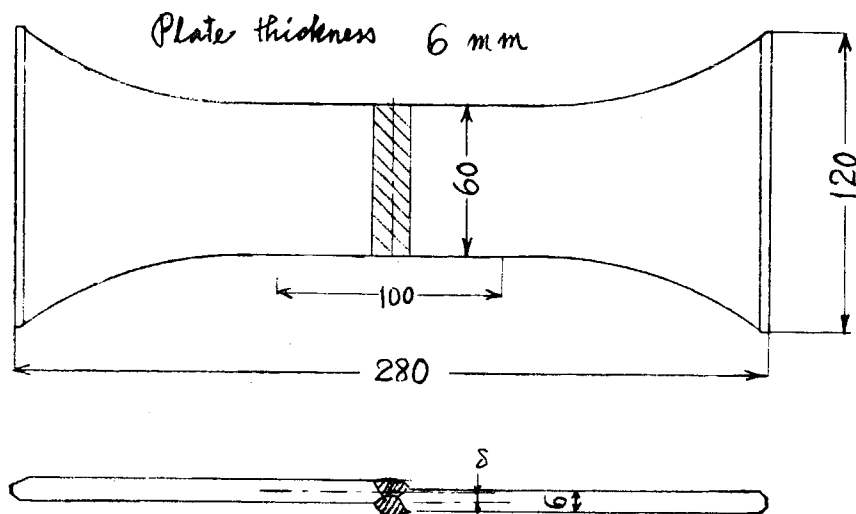
Fig. 4.1.6は、板厚比と β (突合わせ接手の時間強度/目違い接手の時間強度)の関係を示した。板厚比が0.2、0.4および0.6の場合、疲労強度減少率は $N=10^4$ で、それぞれ14%、27%、39%である。

破壊箇所は、静的引張試験においては板厚比が0~0.6まですべて熱影響部から数10mm離れた母材から破壊している。

疲労試験の場合は、突合わせ接手試験片の一部は母材に亀裂が発生して破断に至るが、残りの接手はすべて溶接止端部に亀裂が発生し、母材を伝播して破断する。

4.1.4 結 言

δ/t	0	0.2	0.4	0.6
δ (mm)	0	1.2	2.4	3.6



δ/t	0	0.2	0.4	0.6
δ (mm)	0	3.2	6.4	9.6

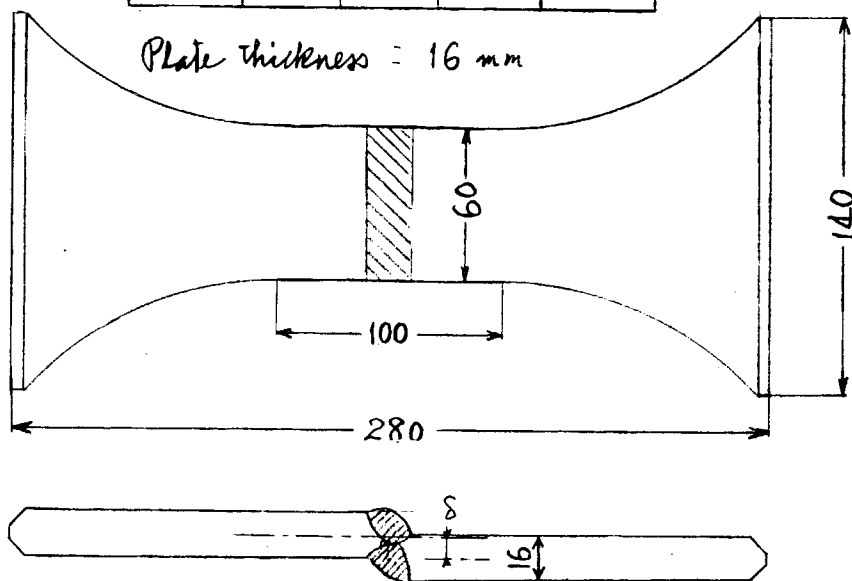


Fig.4.1.1. Test Specimen with misalignment for fatigue test

突合わせ溶接部に目違いが生じた場合の静的および疲労強度について実験を行ない、つぎのような結論を得た。

1. 静的引張り強度は、目違い量が板厚の60%までは母材の強度とほとんど変わらない。
2. 板厚比が0.2、0.4、0.6の場合、疲労強度減少率は $N=10^4$ で、それぞれ14%、27%、39%である。これらの減少した強度を改善するために、化粧溶接を行なうと突合わせ接手の疲労強度まで寿命を延ばすことがわかった。

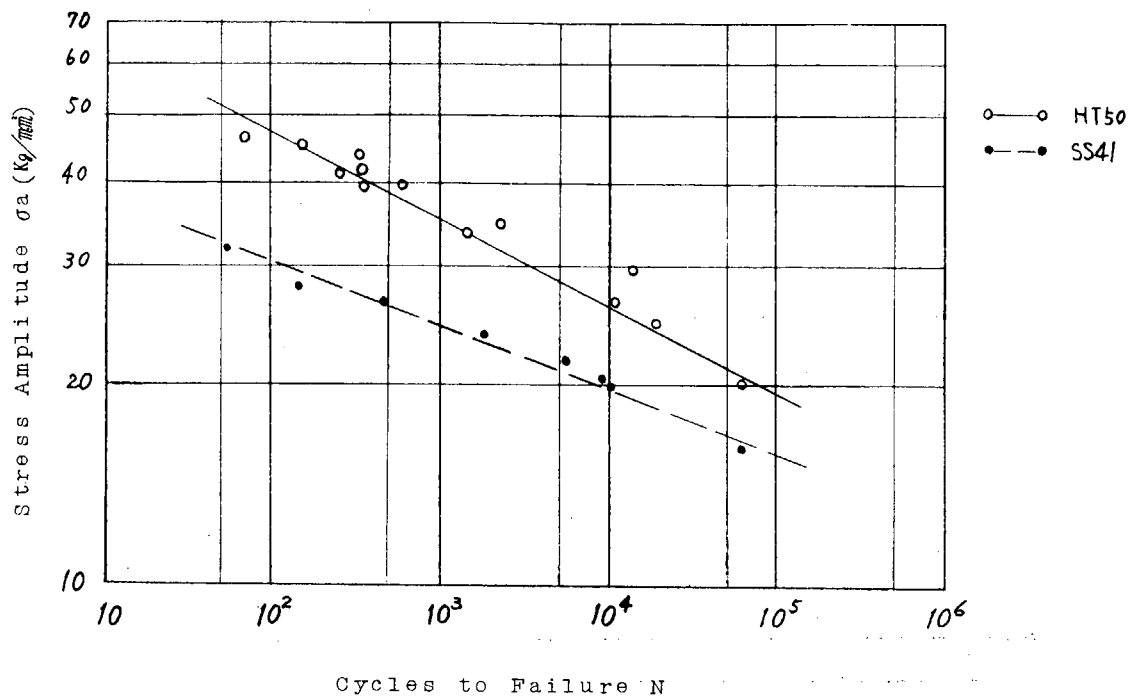


Fig 4.1.2(1) S-N Diagrams of Plain Specimens ($t=6\text{mm}$)

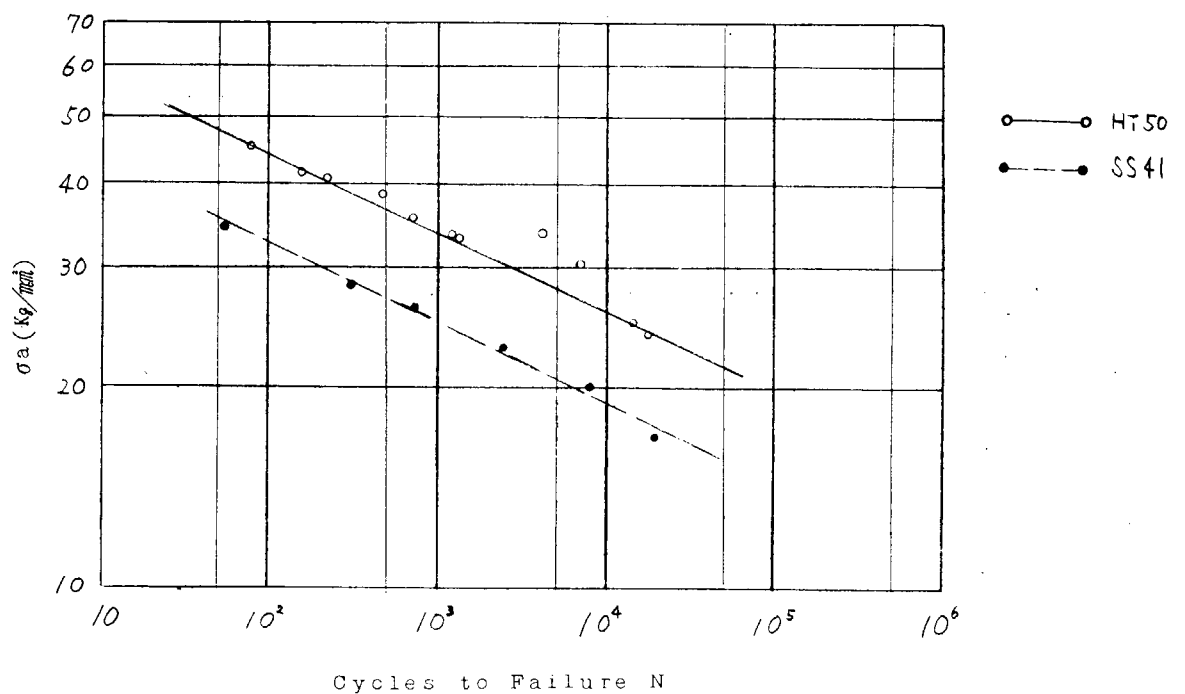


Fig 4.1.2(2) S-N Diagrams for Butt Joint specimens ($t=6\text{mm}$)

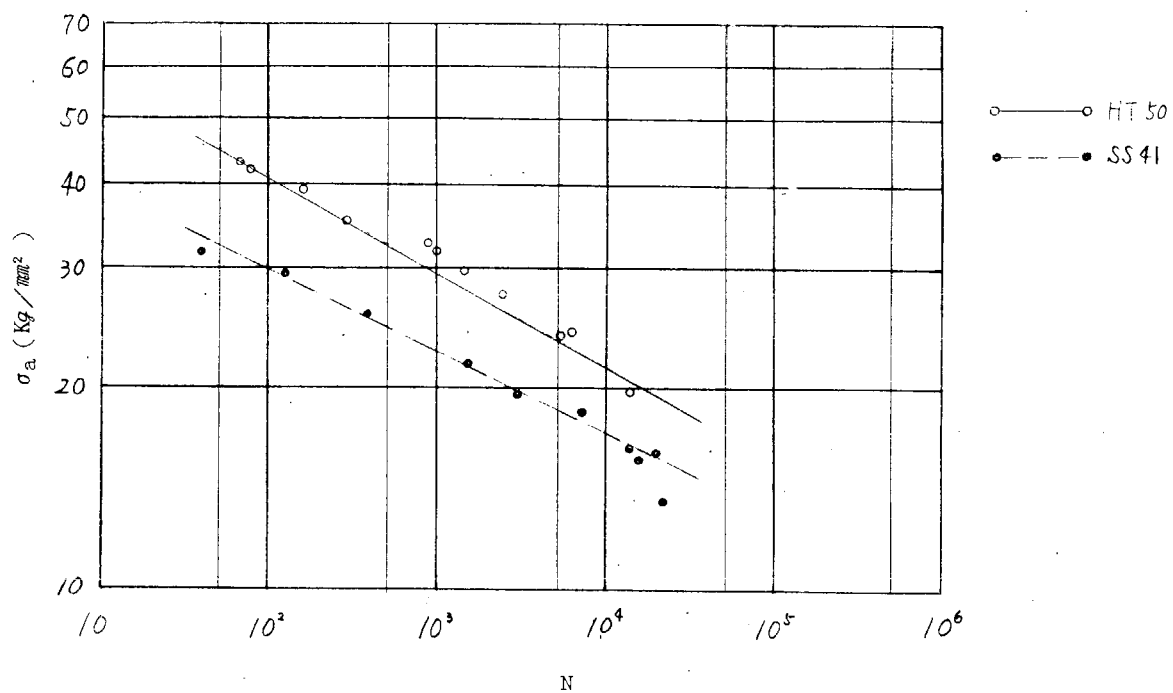


Fig. 4.1.2(3) S-N Diagrams of Specimen with Misalignments ($\delta/t = 0.2$, $t = 6 \text{ mm}$)

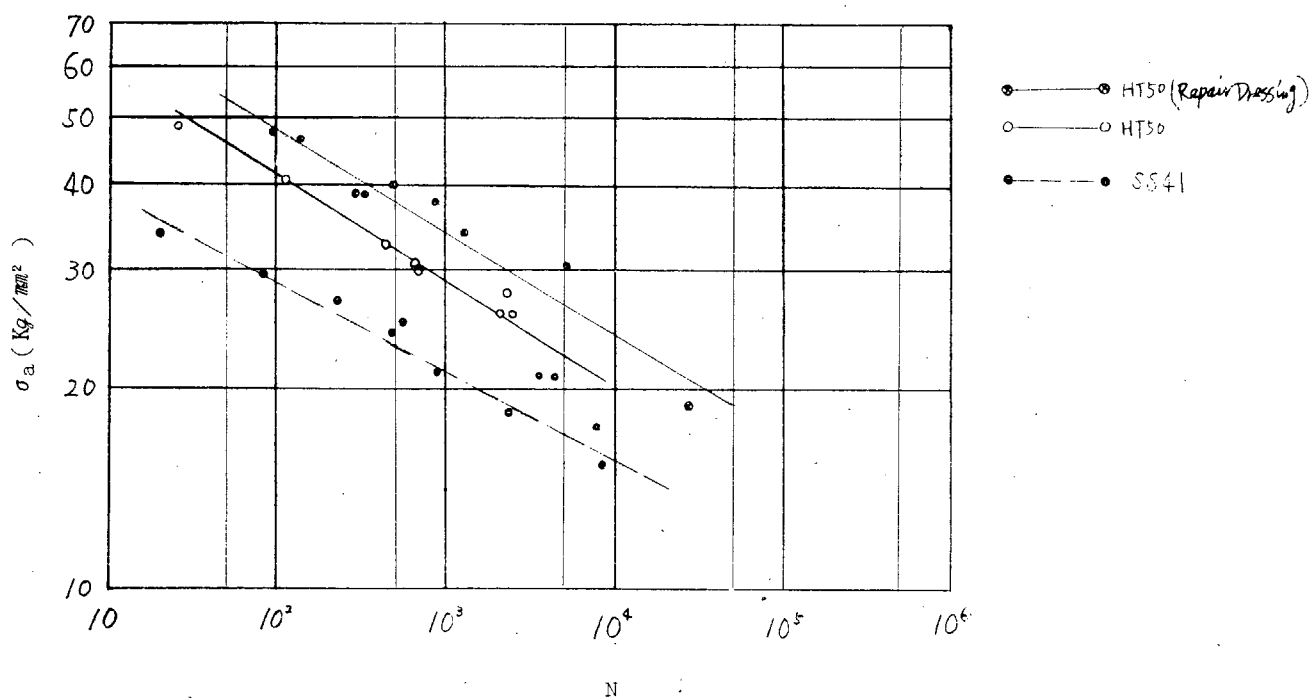


Fig. 4.1.2(4) S-N Diagrams of Specimen with Misalignments ($\delta/t = 0.4$, $t = 6 \text{ mm}$)

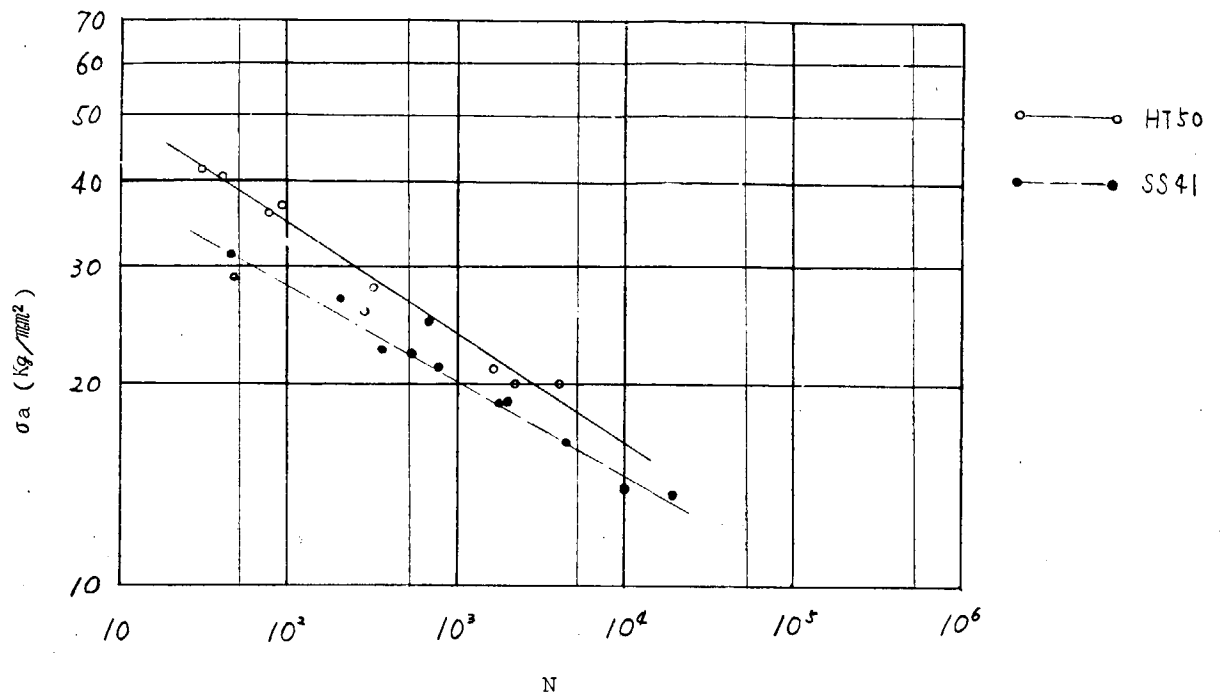


Fig 4.1.2(5) S-N Diagrams of Specimen with Misalignments ($s/t=0.6$, $t=6\text{mm}$)

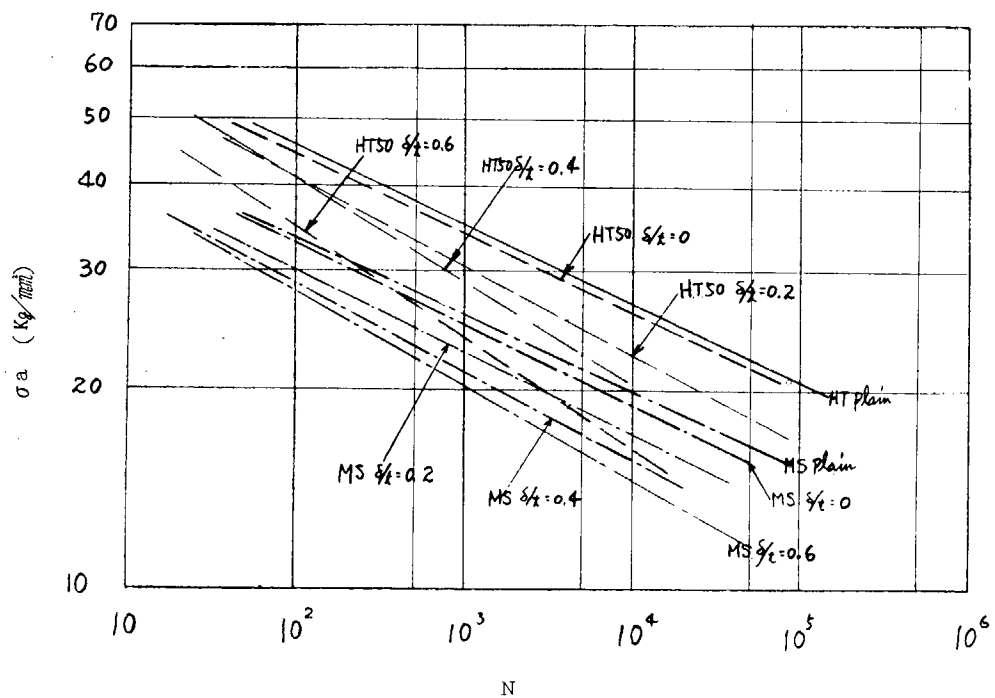


Fig. 4.1.3 S-N Diagrams for various misalignments ($t=6\text{mm}$)

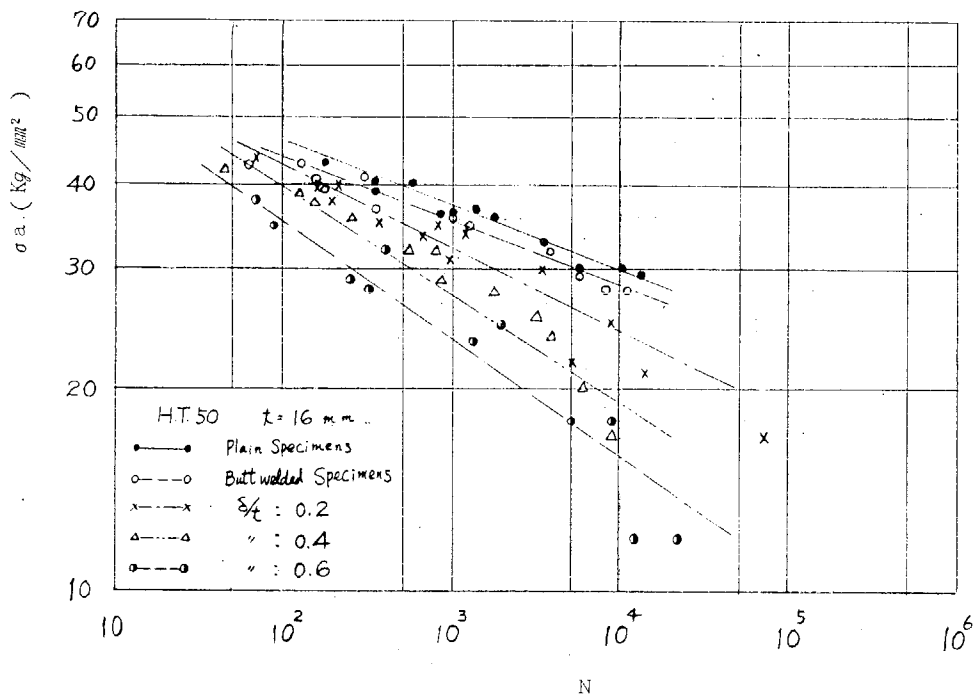


Fig. 4.1.4 S-N Diagrams for various Misalignments ($t=16\text{mm}$)

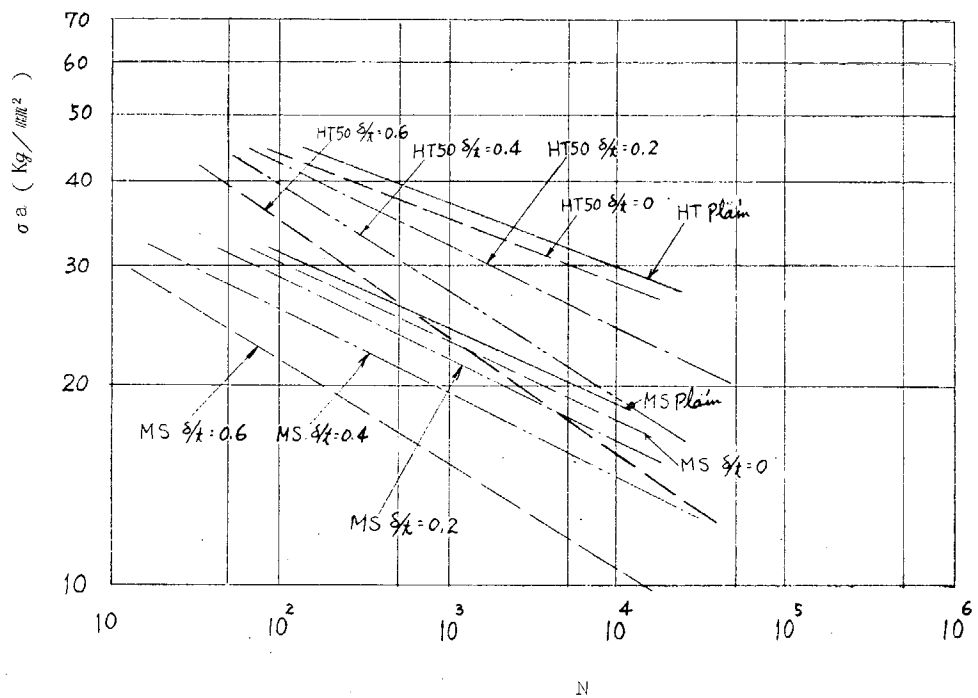


Fig. 4.1.5 S-N Diagrams for various Misalignments ($t=16\text{mm}$)

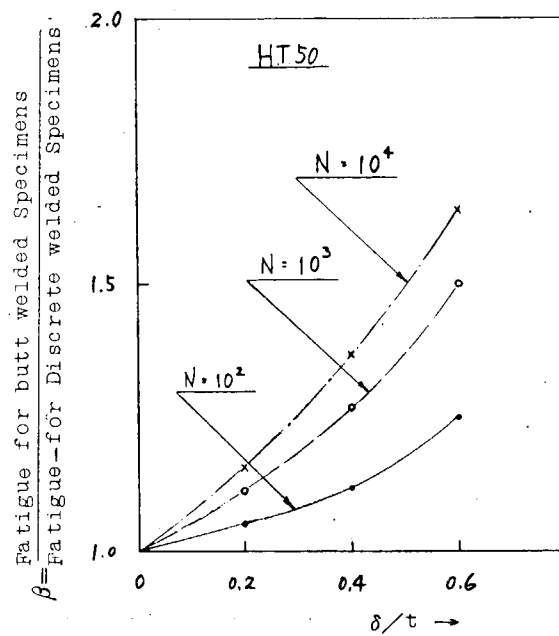


Fig. 4.1.6 Relation between β and misalignments

5 強度部材への他物体の取付けが、部材の疲労強度におよぼす影響

5.1 付加物をもつ平板の疲労強度

5.1.1 目 的

船体構造上主要強度部材に局部的に他物体を取付けることがある。このために応力集中が起り、疲労強度低下の一原因と考えられている。

本研究は、強度部材に他物体を溶着する場合、付着物の形状を変えて、定変位片振引張疲れ試験を行ない、疲労強度におよぼす影響を究明することを目的として行なった。

5.1.2 試験方法

(a) 供 試 材 料

供試した材料は高張力鋼のHT50であり、機械的性質をTable 5.1.1に示す。

Table 5.1.1 Mechanical Properties of Material Used

Plate Thickness (mm)	Yielding Stress σ_y (Kg/mm ²)	Tensile Strength σ_B (Kg/mm ²)	Elongation ϵ (G.L. 200 mm) (%)
1.6	35.9	56.5	24.3

(b) 試験片の形状

疲れ試験片の形状は平行部の長さ100mm、巾60mm、板厚1.6mmの中央部の両面に付着物の端部がくるように、溶接棒B-17を使用して取付けた。試験片中央部の溶接は、まわし溶接とし、中央のビードは立上り角が約20°になるようにグラインダー仕上げを施した。

付着物の形状は、長さ100mm、高さ30mm、板厚1.6mmの端部を90°、60°および30°の傾斜角度をもつものと、60Rの曲率半径をもつものの4種類について試験を行なった。なお、付着物はMSを使用した。

Fig. 5.1.1は試験片の形状を示す。

(c) 試験方法

4項と同じく定変位型疲れ試験機を使用し、繰返し数は1200で片振引張疲れ試験を行なった。

5.1.3 試験結果およびその考察

Fig. 5.1.2は、縦軸に応力振巾をとってS-N線図を示した。

これらの結果より、母材とType H4およびH5は、ほとんど同程度の疲れ強さを示している。またType H2およびH3は母材よりも約7%低下している。

Fig. 5.1.3はMSとHT50両者のS-N線図を示した。

亀裂発生は、応力振巾が40Kg/mm²以上になると、初めに端部のビード内に発生し、両側の隅肉ビードを伝播する。破断はビード内の亀裂とはほとんど関係なく、付着物の端部から約10mm、内側に入つたところから母材が破断する。また応力振巾が約40Kg/mm²以下になると亀裂の発生は前者と同様であるが、破断は付着物とは関係なく、母材の平滑部から起る。

50Kg/mm²級高張力鋼に溶接棒B17を用いて付着物を溶着した部材の高応力域の疲労強度については、ほとんど問題にすることはない。

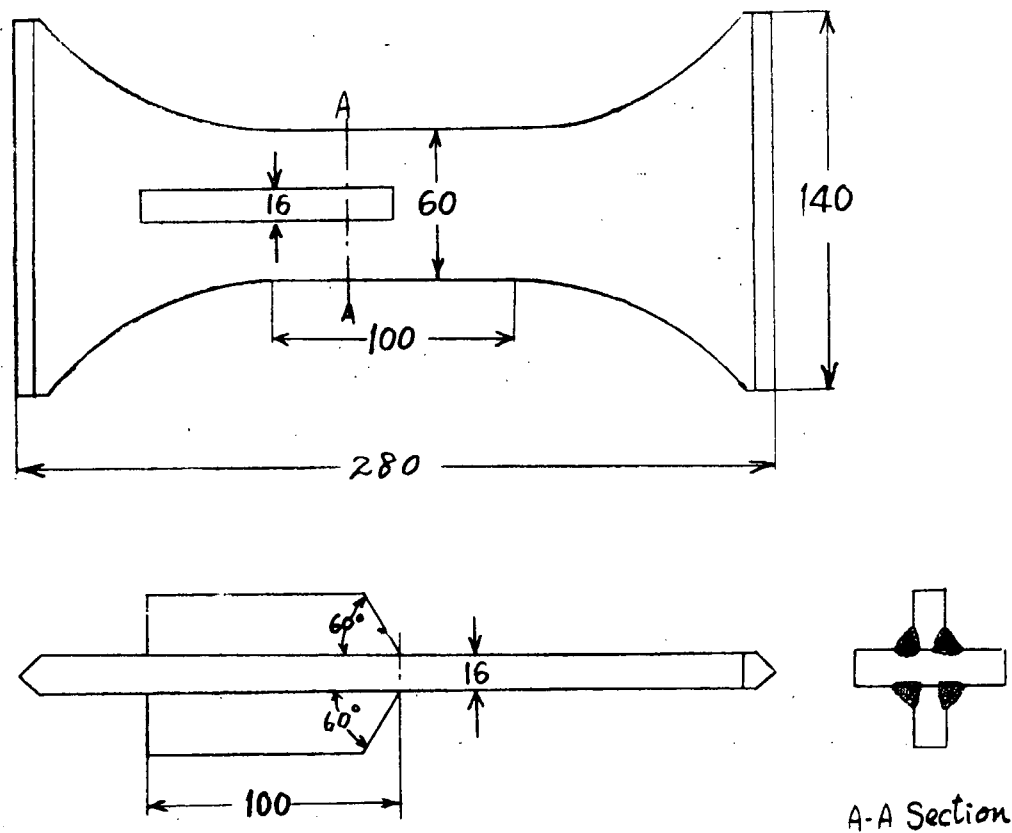
5.1.4 結 言

強度部材に他物体を溶着する場合の形状を4種類選んで、疲れ試験を行なったところ、つぎのような結論を得た。

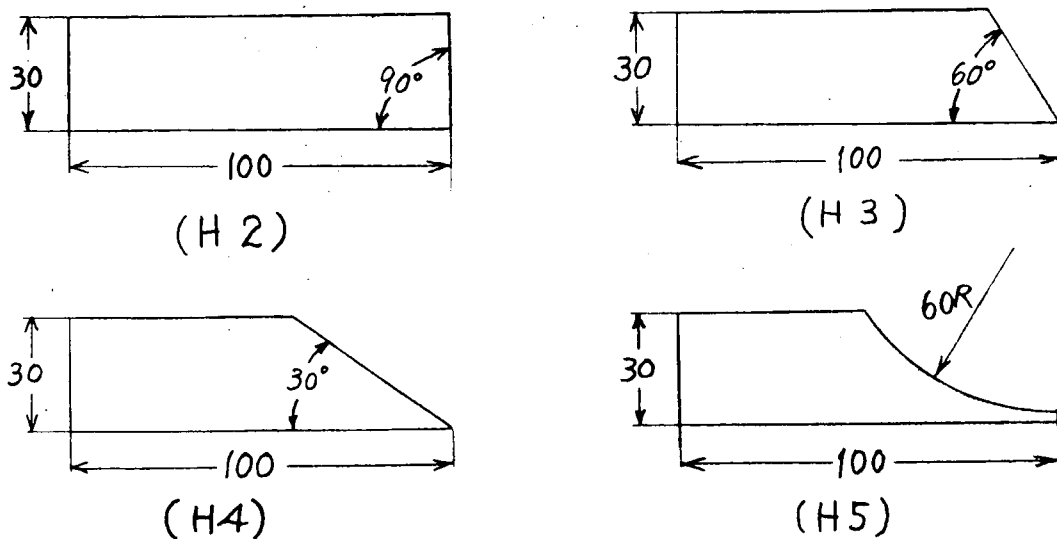
1. 付着物の形状によつては、Type H4およびH5のように母材の疲労強度と、ほとんど変わらないものと、Type

H 2 および H 3 のように $N = 10^4$ において母材よりも約 7 % 低下している。

2. 亀裂の発生はビード内にかかるが、破断は付着物端部から約 10 mm 入ったところから起るものと、母材平滑部から起るものがある。
3. 50 Kg/cm^2 級高張力鋼に軟鋼用溶接棒を用いて付着物を溶着した部材の高応力域の疲労強度については、ほとんど問題はないものと思われる。



(a) Shape of Test Specimen



(b) Details of Attachment

Fig. 5.1.1 Shape and Dimension of Test Specimen

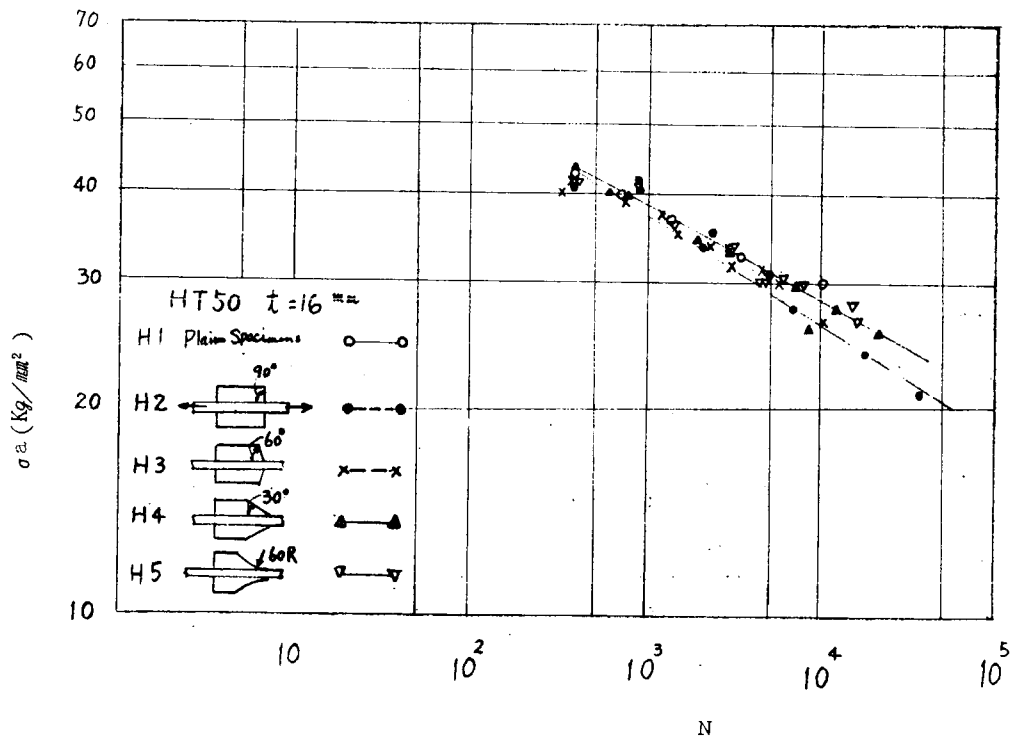


Fig. 5.1.2 S-N Diagrams of Fatigue Specimen with Attachments

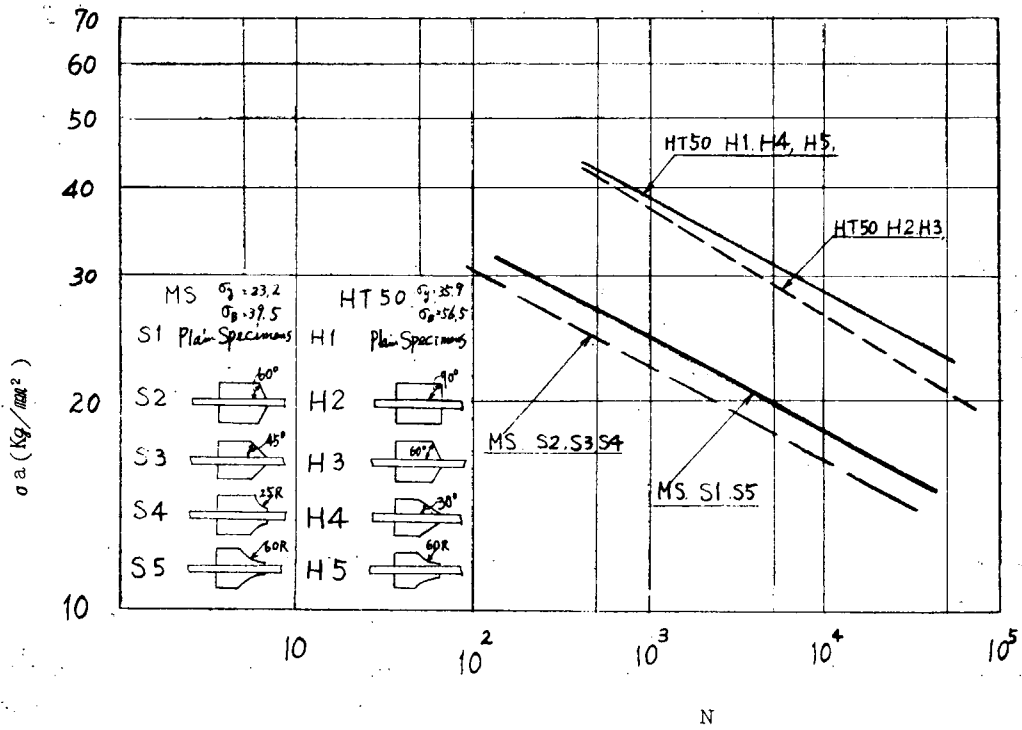


Fig. 5.1.3 S-N Diagrams of Fatigue Specimen with Attachments

6 Bracket connection ならびに bracket-less connection の疲労強度におよぼす影響

6.1 研究目的

船体構造に最も多く存在する bracket connection の疲労強度の検討および bracket-less connection の適用可能性を調査するための基礎的資料をうることを目的とする。

それ故本研究では、bracket および bracket-less connection の基本模型について疲労強度を調査する。なお、本年度は昨年度に実施した軟鋼による基本模型の試験的研究に引継ぎ、50キロ級の高張力鋼による模型について試験を行なった。

6.2 試 験

(a) 試験機

使用試験機はレバー式定変位型疲労試験機で、繰返し速度は毎分10回である。

(b) 供試模型

模型形状を Fig. 6.1 に示す。

使用した鋼板は frame の plate を除いて、公称板厚 6mm の SM50B 材である。この化学成分と機械的性質を Table 6.1 に示す。なお plate 材は 8mm 厚の SS41 材である。

図示した模型において、(A) と (B) は bracket と flange の結合部の溶接脚長を全て 5mm に押え、bracket 前端で回し溶接し、この個所をヤスリで滑らかになるよう仕上げた。(C) の模型は bracket を frame の web に重ねて全周を脚長 5mm の隅肉溶接で結合し、上記の模型と同じく仕上げた。模型 (D) は端板に frame を突合わせ、全周を隅肉溶接したもので、止端部が滑らかとなるようヤスリで仕上げた。

(c) 試験方法

試験は試験機上の固定台に模型の端板をボルトによつて取付け、模型の他端に片振り定変位を加え、亀裂発生と伝播状況、荷重の変化、および亀裂発生点近傍の歪履歴を観察した。なお、試験は 10^4 回以下の繰返し数領域とした。

6.3 試験結果

(a) 亀裂の発生点および伝播の様相

Fig. 6.2 に代表的な亀裂発生点と伝播の状態を記した。図の (A) の場合、亀裂は bracket 前端の溶接止端部近傍に生じ、溶接のルート部へ進展する。また長さ方向にはこの亀裂が喉厚部を通るように変化し始め、数回の進展後、亀裂は喉厚部を走る。このような時点で亀裂はルート部から発生している。(B) の場合、bracket 前端の隅肉溶接部の止端で frame の flange の edge から亀裂を生じ、flange の巾方向および frame の depth の方向に溶接止端に沿つて伝播する。この亀裂は frame の depth 方向に flange の板厚程度進展した後、溶接の喉厚部を伝播する。(C) の場合、亀裂は溶接止端の flange の edge から発生した後、flange の溶接部の喉厚に沿つて伝播し、左右からの亀裂がつながる。この状態になると亀裂は web の溶接喉厚部に沿つて急速に進展し、耐荷能力はなくなる。

Fig. 6.3 ~ 6.4 は亀裂長さと繰返し数の関係を 1 例として示したものである。この亀裂長さは模型の長さ方向の値を表している。図中に全荷重振巾が 5% 低下した時の繰返し数を併記してある。特に Fig. 6.3 で寿命の長い 2 つの模型の実験値の亀裂発生迄の寿命は著しく短い、微細な亀裂であつて、伝播迄の速度が著しく遅いので、図中の点線のように見かけの発生迄の繰返し数を修正した。

(b) 歪分布

計測した歪の分布の 1 例を Fig. 6.5 ~ 6.6 に示す。この両図はいずれも繰返し数が 10^4 回におけるもので、前者の図は最大変位時の計測歪を、後者は変位零の時の残留歪の分布状態を示す。

なお、このような図から求めた模型の plate の有効巾は 60～70 %であつた。

(c) 亀裂発生迄の寿命

Fig. 6.7 と 6.8 に亀裂発生迄の寿命と荷重点における変位の関係を、Fig. 6.9～6.10 に亀裂発生迄の寿命と亀裂発生点の曲げモーメントの全振巾との関係を示す。

これらの図において、亀裂発生迄の寿命は上記の Fig. 6.3 等の図から求めた値を用いた。

なお、Fig. 6.9 と 6.10 に示す全塑性モーメントと降伏モーメントは frame の flange が引張歪となるモーメント (M_{ten}) に対する計算値である。従つて縦軸に M_{ten} をとつて整理するならば実験点は図の縦軸に対し 20～5 %程低くなる。

6.4 考 察

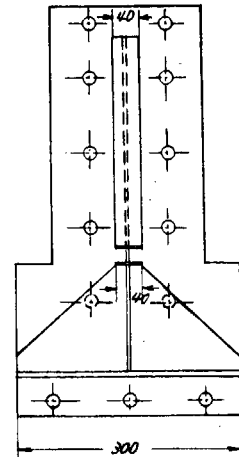
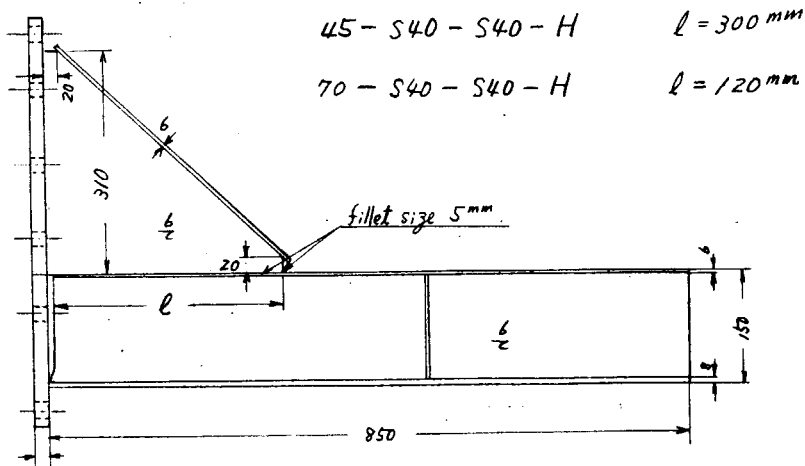
以上の結果から亀裂発生迄の寿命は、一般に変位で表わせば HT50 の模型は軟鋼の模型より短く、モーメントで表わせば逆に長くなる。これは主として鋼材の降伏点に関係している。また 90 系列の模型の寿命は軟鋼の場合に較べてかなり長くなつてゐる。更に Fig. 6.1 の (c) の模型の結果は、軟鋼の場合 45 系列と 70 系列で差がなかつたのに対し、HT50 では 45 系列の寿命が著しく増加するのみで、70 系列では寿命の増加は少ない。70 系列では寿命の増加は少ない。70 系列と 45 系列の寿命を比較すると縦軸にいずれの表現方法をとつても、70 系列の寿命が短い。

以上の結果から、これらの模型で亀裂発生点のモーメントが降伏モーメント (応力集中率を考慮しない) になれば、寿命はほぼ 10^3 回以下となる。

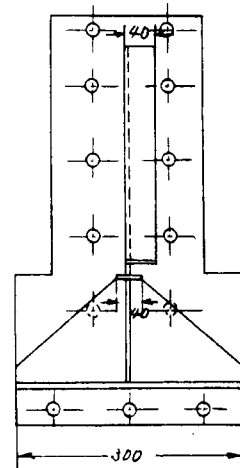
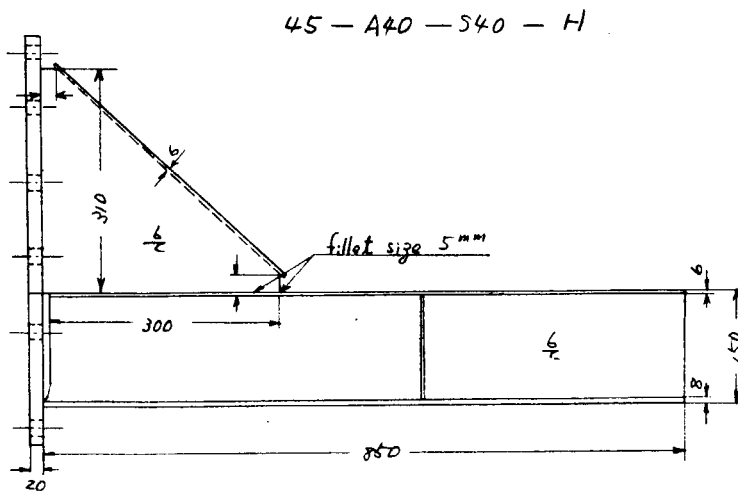
Table. 6.1 Details of material

material	chemical composition (%)					mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	yield point σ_y ($\frac{kg}{mm^2}$)	ultimate strength σ_B ($\frac{kg}{mm^2}$)	elongation G.L.=200 ^{mm} (%)
SM50B	0.13	0.40	1.08	0.025	0.022	42.5	57.2	32.0

(A)



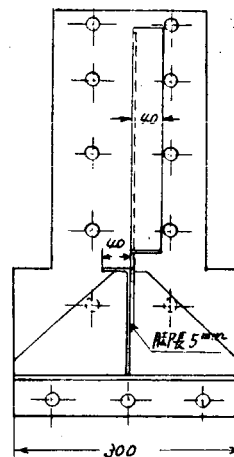
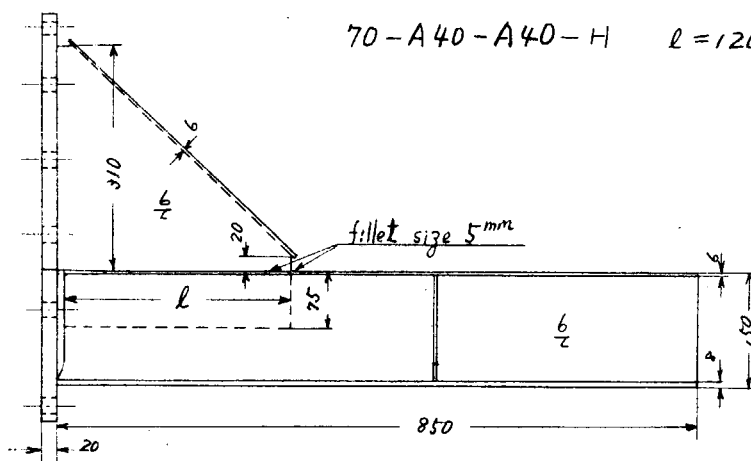
(B)



(C)

45-A40-A40-H $l = 300 \text{ mm}$

70-A40-A40-H $l = 120 \text{ mm}$



(D)

90-S40-f4-H fillet size 4 mm

90-S40-f6-H " 6 mm

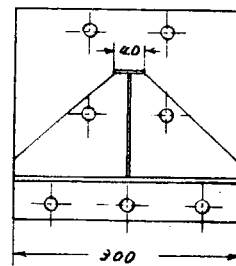
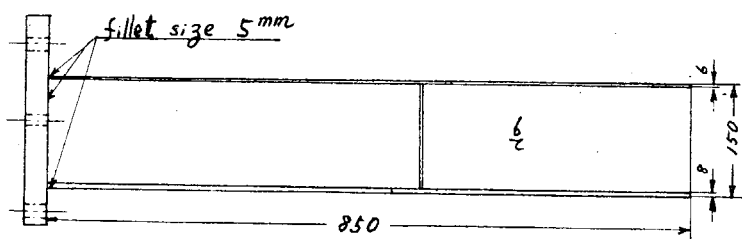
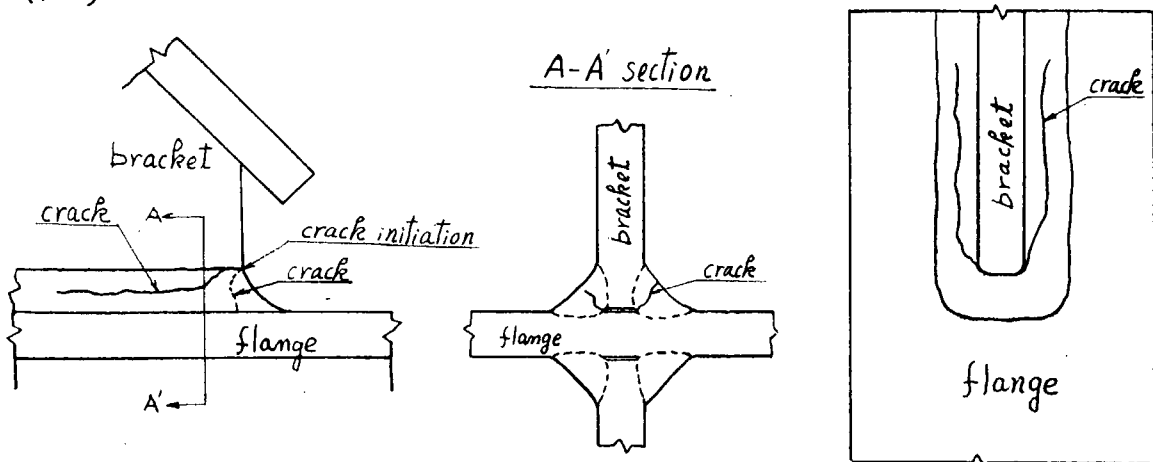
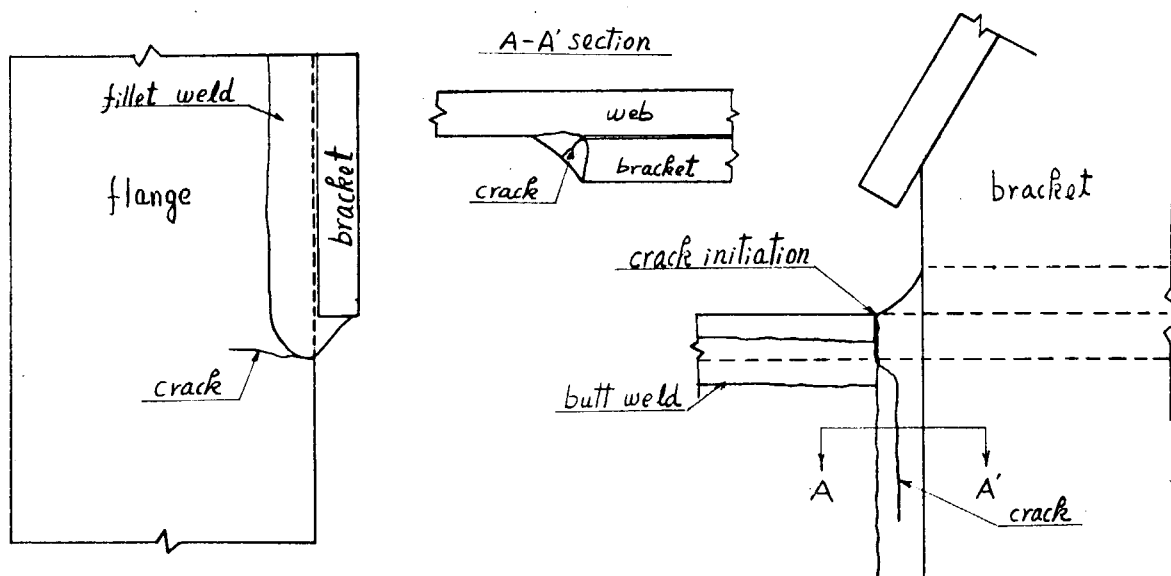


Fig. 6.1 Details of models

(A)



(B)



(C)

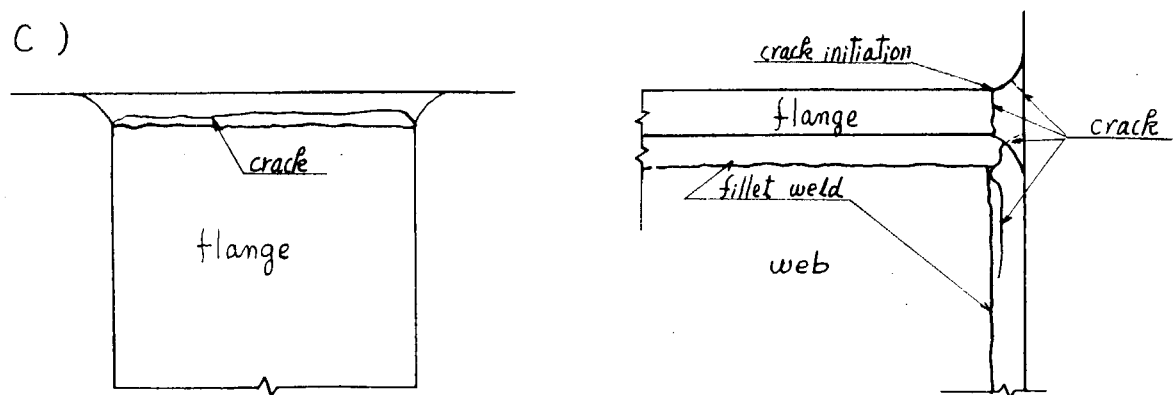


Fig.6.2 Typical appearances of fatigue cracks

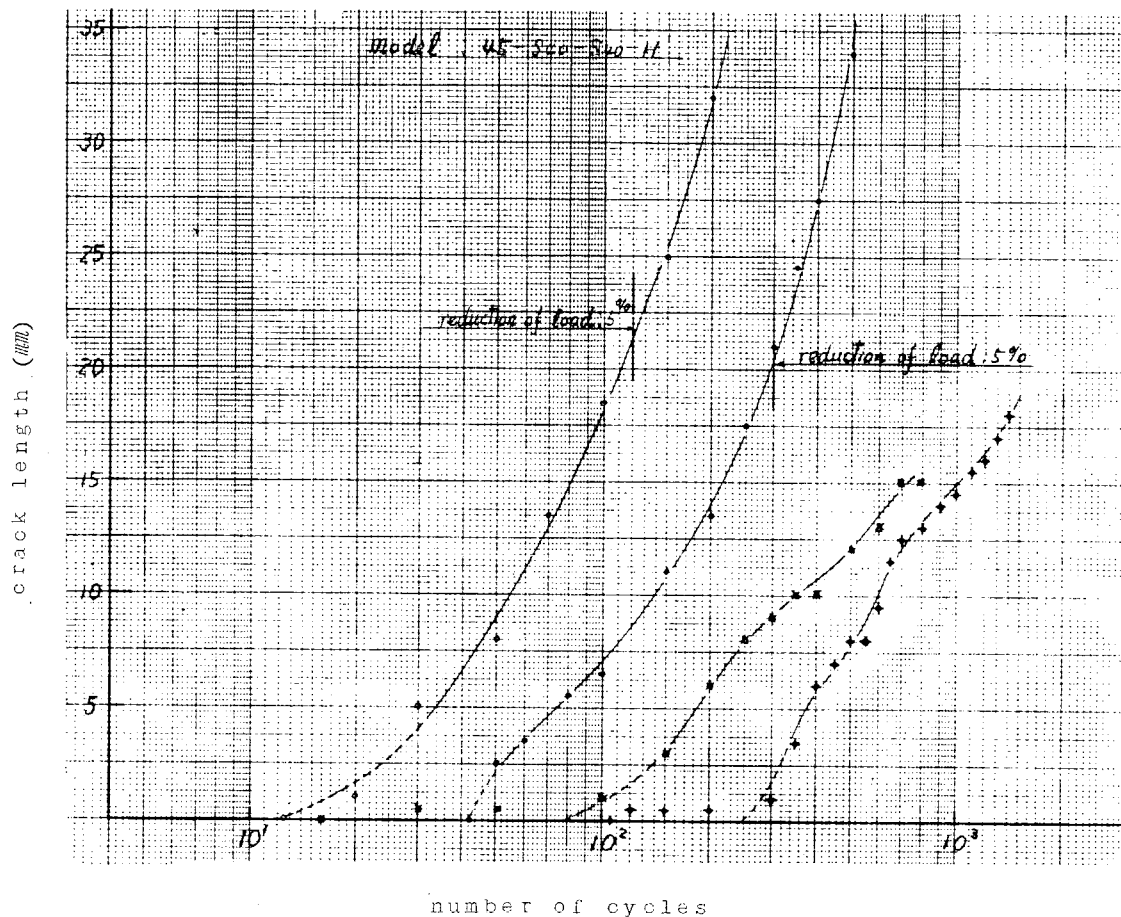


Fig. 6.3 Relations of crack length-N

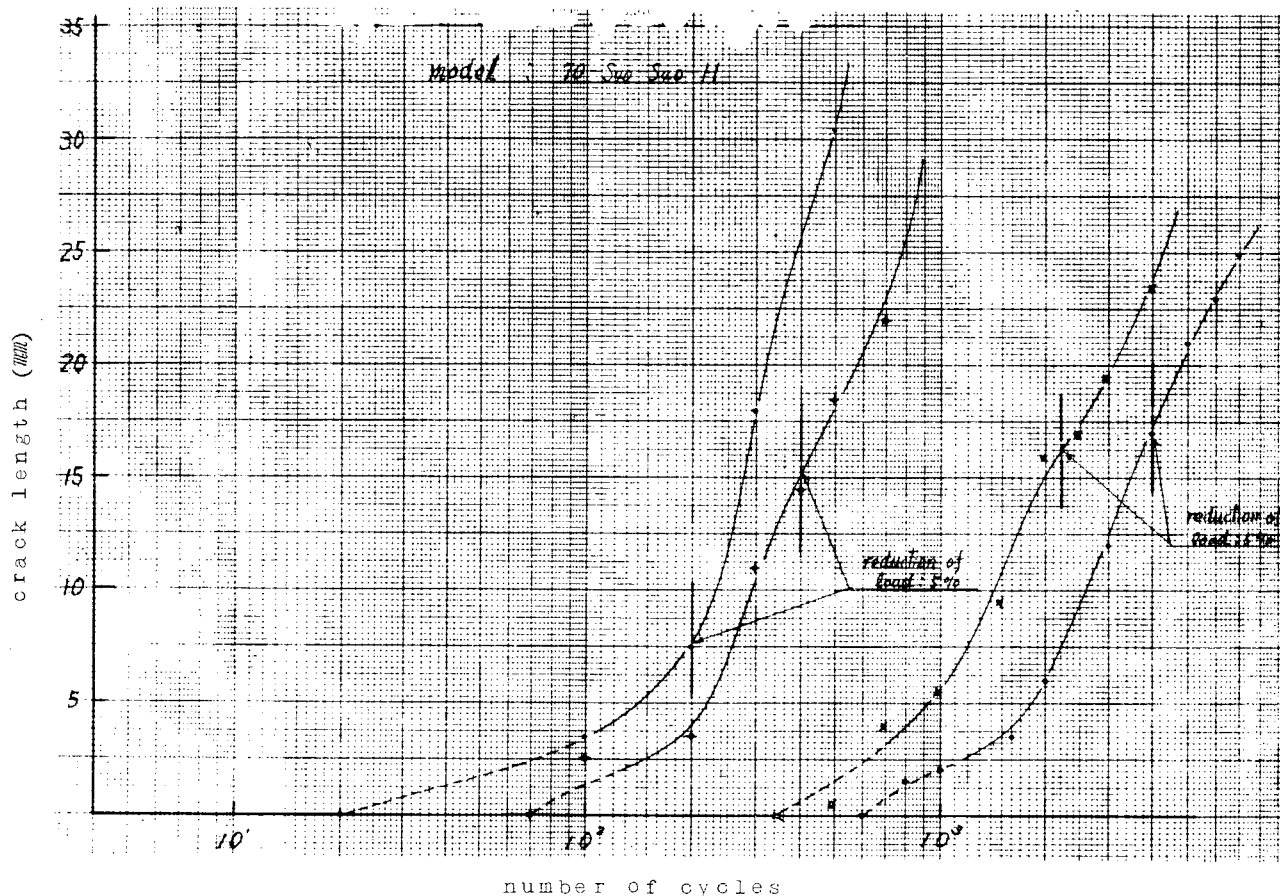
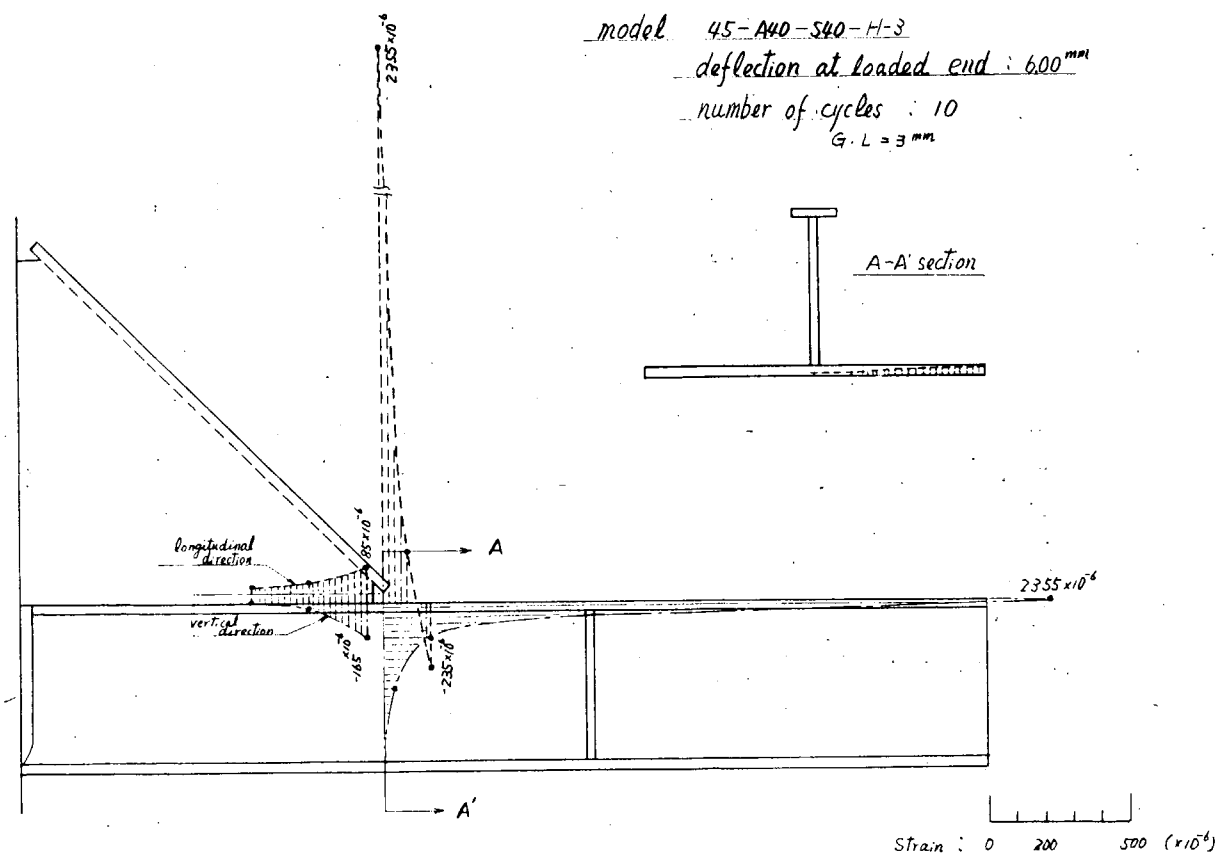
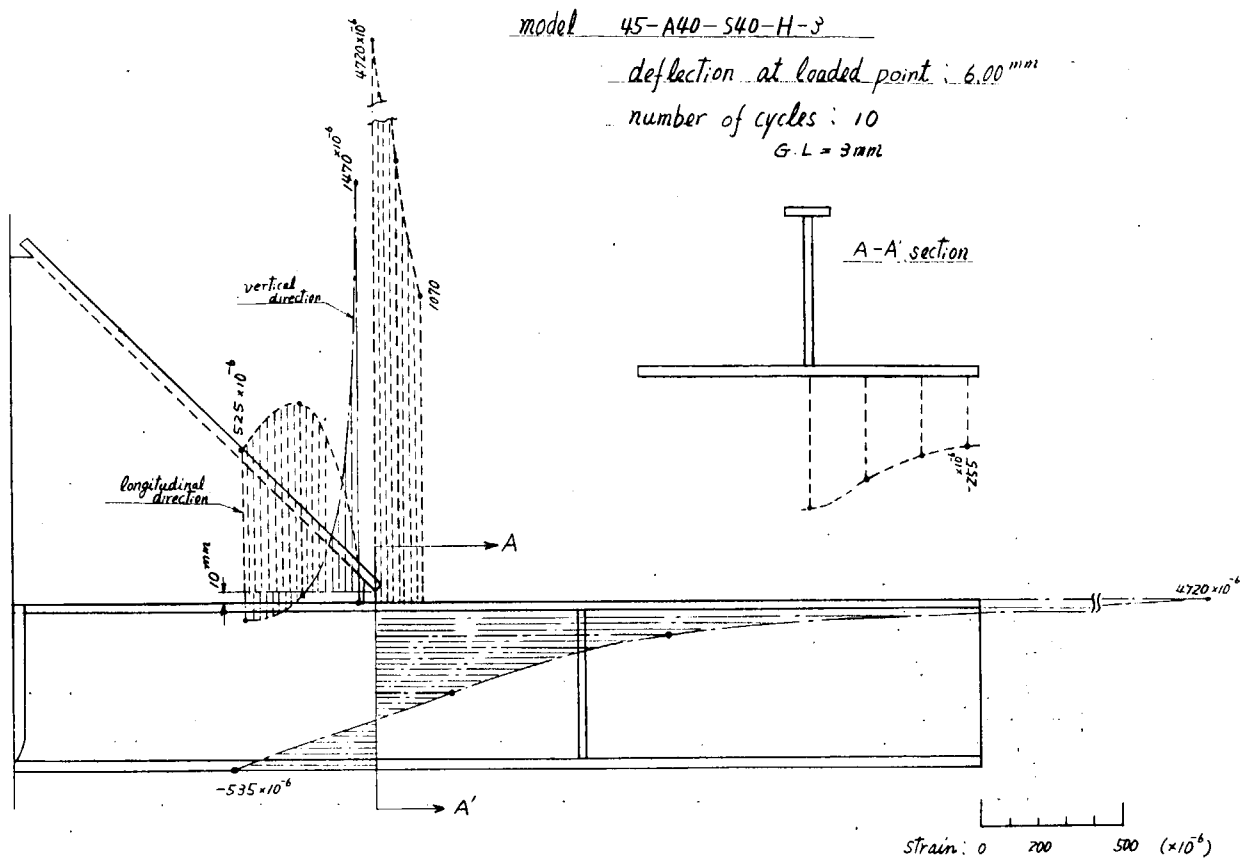
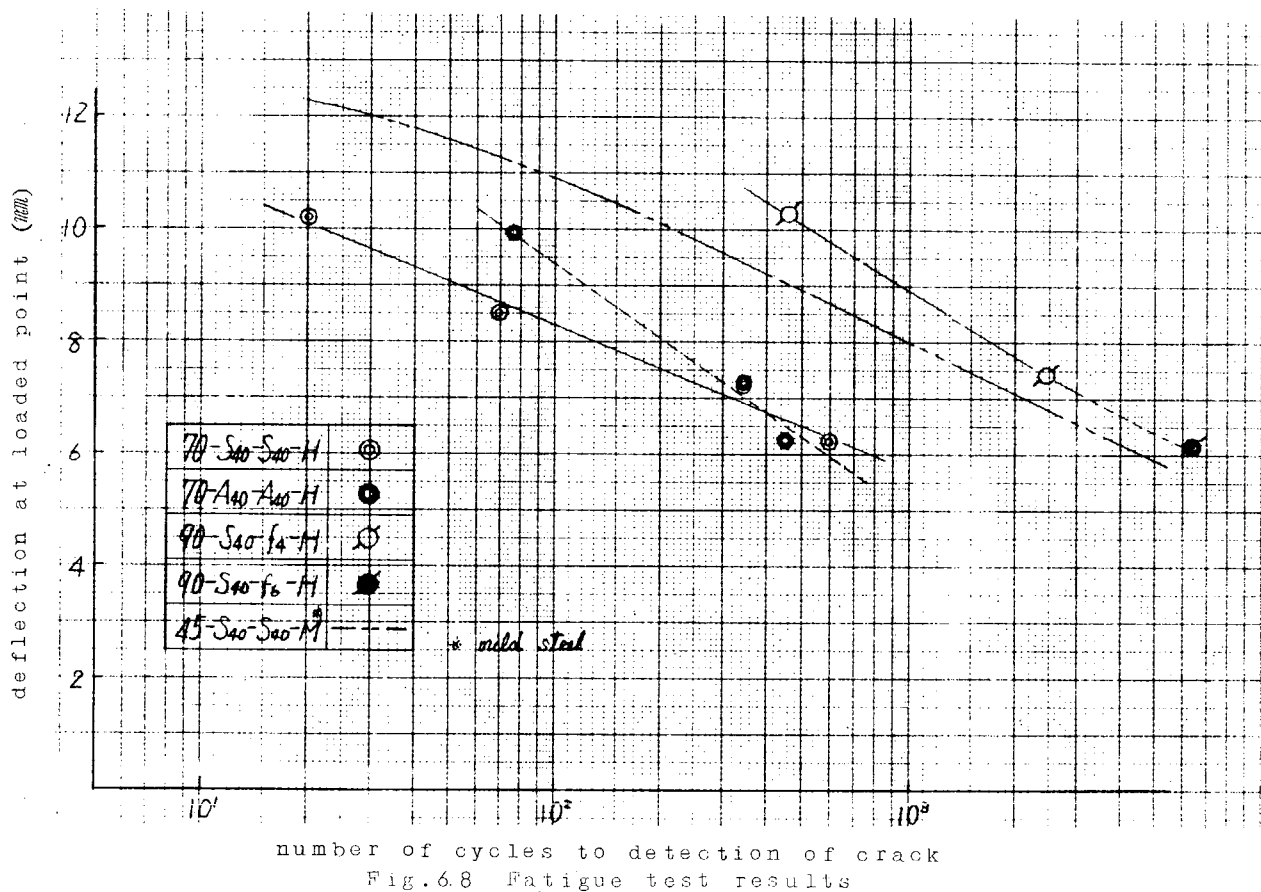
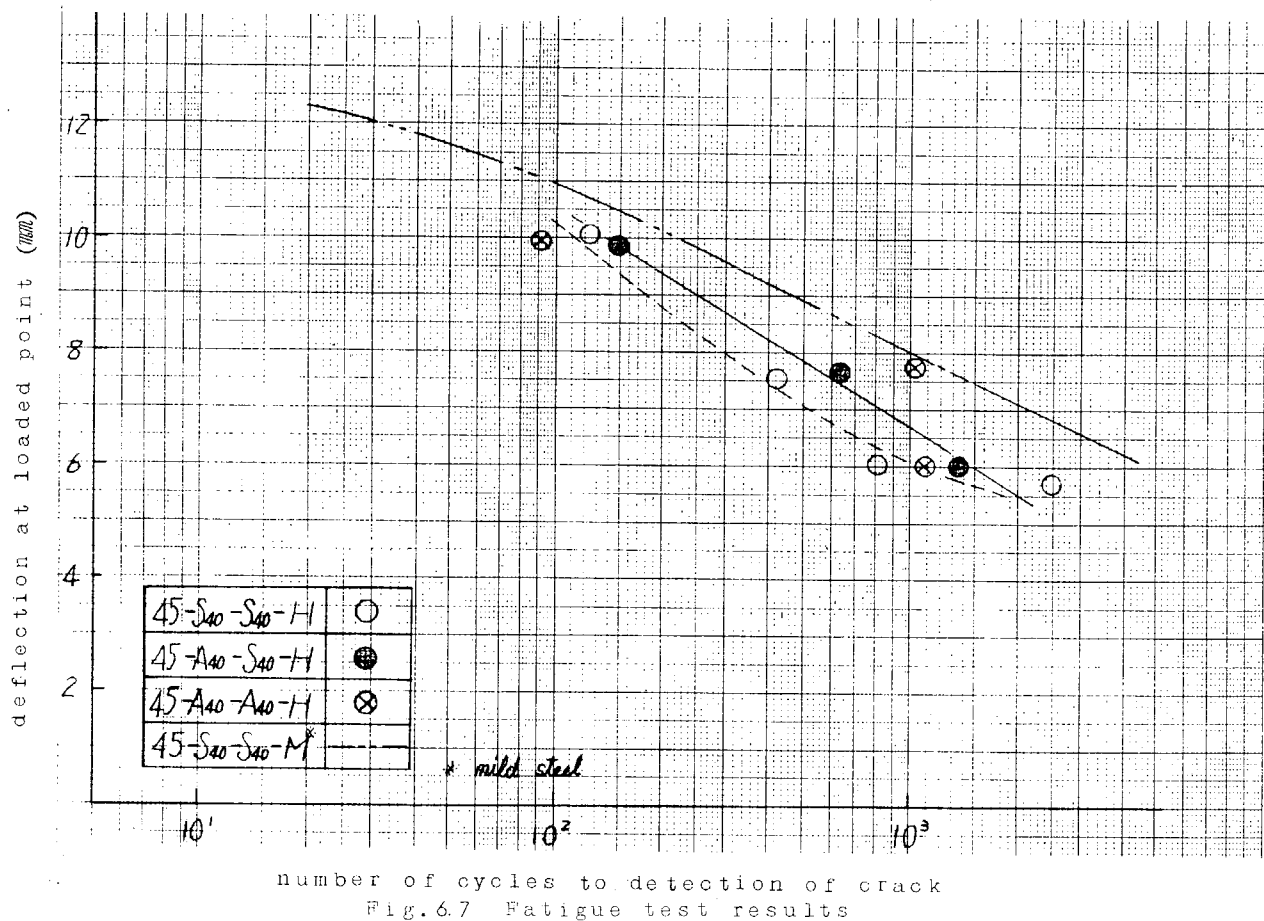
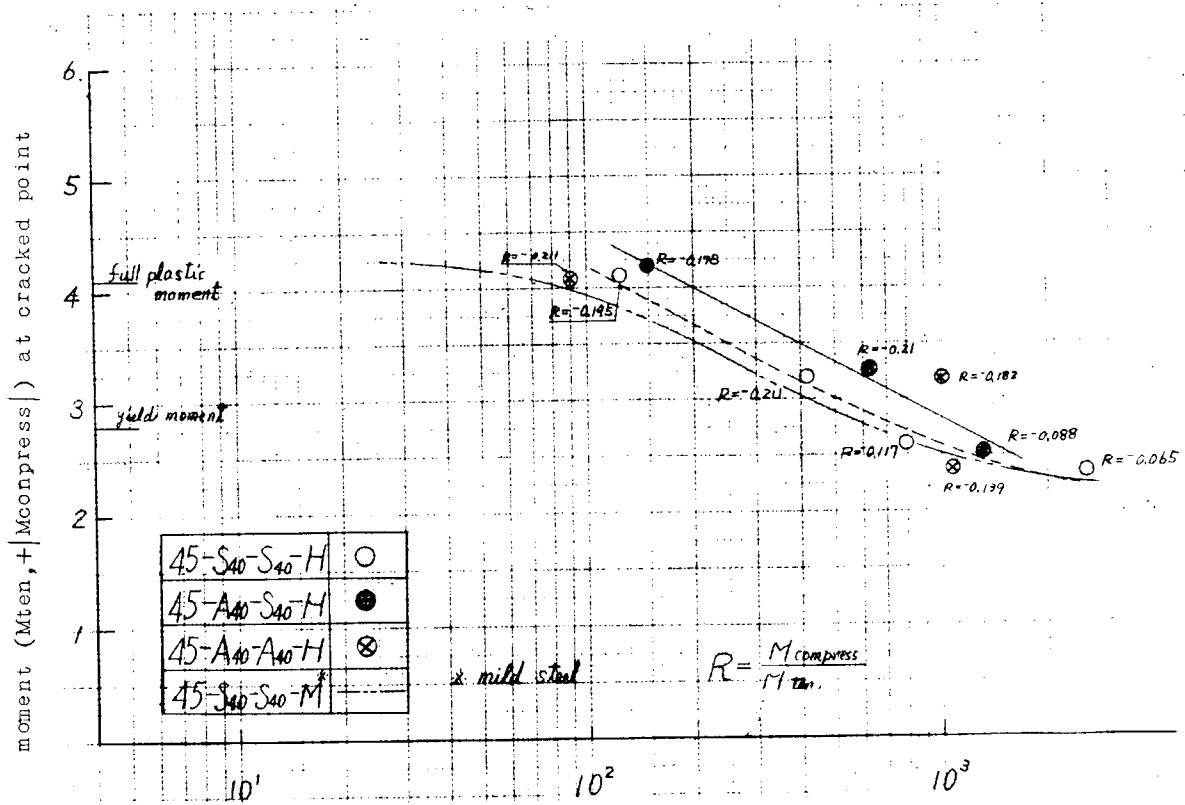


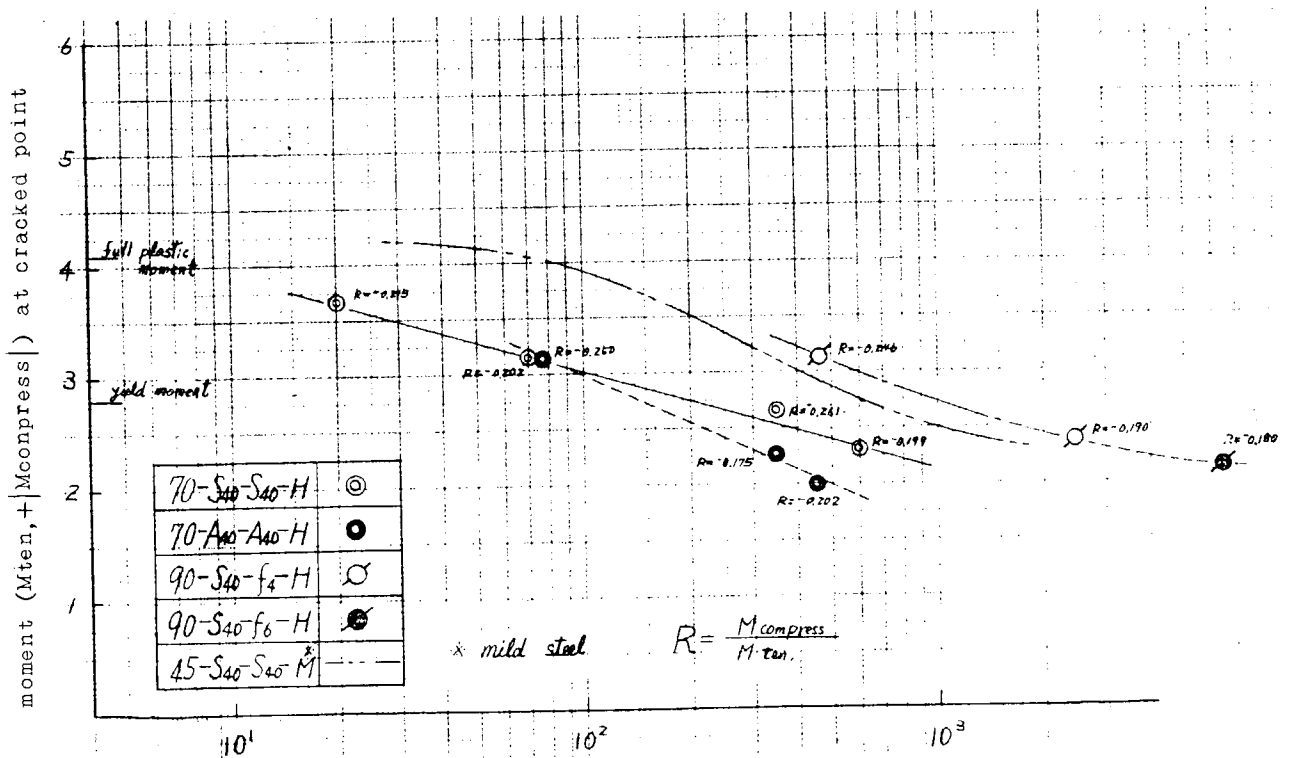
Fig. 6.4 Relation of crack length-N







number of cycles to detection of crack
Fig. 6.9 Fatigue test results



number of cycles to detection of crack
Fig. 6.10 Fatigue test results

7 高張力鋼の低サイクル疲労強度と脆性破壊強度との関連

7.1 目 的

低サイクル疲労損傷が、クラックの発生、大きな繰返し塑性歪による材質変化などの要因から脆性破壊事故の発生傾向を助長しないか、という問題を調査することを目的としたもので、下記の諸項目について、昨年度の軟鋼に引張り高張力鋼について実験的研究を行なった。

- (a) 低サイクル疲労被害が鋼板の脆性破壊発生特性におよぼす影響について
 - (1) 高応力による繰返し塑性歪を与えた材料の脆性破壊発生試験
 - (2) 疲労亀裂を含む試験片の脆性破壊発生試験
- (b) 低サイクル疲労被害が鋼板の脆性破壊伝播停止特性におよぼす影響について

7.2 試 験

(a) 試験機

- (1) 低速繰返し油圧発生装置付 400 T 厚板引張試験装置、横型、静的最大容量 400 T、動的最大容量 240 T、東京衡器製
 - (2) 400 T 構造物試験機、縦型
- 大型試験の繰返しには(1)を、脆性破壊試験には(2)を用いた。他に付加的試験にはアムスラー試験機(50 T)およびシャルピ衝撃試験機を用いた。
- なお(1)による繰返し速度は、全試験を通して 2~3 opm とした。

(b) 試験片

供試材は八幡製鉄製 WT 60 (板厚 15 mm) であり、その機械的性質と化学成分を Table 7.1 に示す。試験片形状については Fig. 7.1 に示す。

(c) 試験方法

(i) 脆性破壊発生試験

- (i) 繰返し予歪材の脆性破壊発生試験 Fig. 7.1(b) に示す試験片に片振り引張りの繰返し荷重を加え、試験片表裏に描いた罫書線 (G.L. = 50 mm) から塑性歪量を計測した。その後、試験片中央に Deep Notch をつけ Fig. 7.2 に示す如く冷却して、脆性破壊試験を行なった。参考のために素材および予歪材について低温引張試験・シャルピ試験を行なった。

(ii) 疲労亀裂材の脆性破壊発生試験

Fig. 7.1(a) に示す試験片に、室温にて片振り引張りの繰返し荷重を与え、機械加工による切欠の両端から各々約 5 mm づつ、疲労クラックを進展させる。僅かしか疲労クラックを進展させないのは、破面を機械加工によるものと同じ引張型に保つておくためである。

その後、Fig. 7.2 に示す如く冷却して、脆性破壊発生試験を行なった。

(2) 繰返し予歪材の脆性破壊伝播停止試験

二重引張試験片 (伝播部幅 350 mm) に、片振り引張りによる繰返し荷重を加え、試験片亀列伝播線上、表裏に描いた罫書線 (G.L. = 50 mm) から塑性歪量を計測した。

その後、亀裂伝播線上を、温度勾配をつけて冷却し、伝播停止試験を行なった。

7.3 試験結果

(a) 脆性破壊発生特性について

与えた疲労被害データおよび脆性破壊発生試験結果の一覧表を、繰返し予歪材については Table 7.2 に、疲労亀

裂材については Table 7.3 に示す。

素材の結果と比較して図示したものが Fig. 7.3 および Fig. 7.4 である。Fig. 7.3 は破壊応力として、切欠断面上の平均応力 σ_{net} をとり、温度との関係を図示したものである。

Fig. 7.4 は破壊発生エネルギー条件に基づく脆性破壊発生特性値としての破壊靱性値 K_{IC} ($\text{Kg}/\text{mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$) と温度の関係を示したものである。 K_{IC} 値は次式によつて計算され、エネルギー条件式中の塑性表面エネルギーに対応するものである。

$$K_{IC} = \sigma \sqrt{\frac{2B}{\pi} \cdot \tan \frac{\pi C}{2B}} \dots\dots\dots (1)$$

ただし σ : 破壊発生 gross stress (Kg/mm^2)

B : 試験片幅の $\frac{1}{2}$ (mm)

C : 切欠長さの $\frac{1}{2}$ (mm)

繰返し予歪材の K_{IC} 値の、同一温度における素材の K_{IC} 値に対する比と、疲労被害量として加工硬化仕事量 D ($\text{Kg} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$) をとつたときの関係を Fig. 7.5(a) に示し、またそれとして与えられた全塑性歪量をとつたときの関係を Fig. 7.5(b) に示す。

予歪材の低温引張試験結果およびシャルビ試験結果を各々、Table 7.4 および Table 7.5 に表し、予歪量に対する引張特性の変化や、シャルビ遷移温度の変化を Fig. 7.6 に示す。残留延性については、残留一様伸びの大きさを考えてある。したがつて全塑性歪 ϵ_{total} は、与えた予歪量と残留一様伸びとの和である。なお σ_{max} は引張強度 σ_B を真応力で表わしたものである。

(b) 脆性破壊伝播停止特性について

各試験片に与えた疲労被害データおよび二重引張試験による脆性破壊伝播特性値としての K_{IC} 値・停止温度などを Table 7.6 にまとめた。 K_{IC} 値は次式によつて算出する。

$$K_{IC} = \sigma \sqrt{\frac{2B}{\pi} \cdot \tan \frac{\pi C}{2B}} \dots\dots\dots (2)$$

(2)式は(1)式と同じ形であるが、(2)式の場合 σ は伝播部応力 (Kg/mm^2)、 C は停止亀裂長さである。

この K_{IC} 値は停止温度 T における伝播停止の表面塑性エネルギーに対応するものである。

$K_{IC}-T$ の関係を素材と比較して、Fig. 7.7 に示す。同一温度における素材の K_{IC} 値に対する繰返し予歪材の K_{IC} 値の比と、疲労被害量として加工硬化仕事量 D ($\text{Kg} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$) をとつたときの関係を Fig. 7.8(a) に示し、またそれとして与えられた全塑性歪量をとつたときの関係を、Fig. 7.8(b) に示す。なお Fig. 7.8 中の黒丸は、昨年度の軟鋼についての結果である。

繰返し予歪材に対し得られた K_{IC} と温度 T の関係より、WBS 規格 A 種の基準 ($C = 100\text{mm}$ 、 $\sigma = \sigma_y/2 = 30 \text{ Kg}/\text{mm}^2$) とした場合の K_{IC} 値となるべき脆性破壊伝播停止温度と、与えられた疲労被害量としての加工硬化仕事量 D との関係を Fig. 7.9 に示す。なお Fig. 7.9 中の黒丸は昨年度の軟鋼についての結果である。

7.4 考 察

(a) 繰返し予歪材の脆性破壊発生特性について

昨年度の軟鋼についての研究結果等から、脆性破壊伝播停止特性に対しては、繰返し予歪が悪い影響を与えることがわかつているが、疲労被害のパラメータとして第1回目のサイクルにおける加工硬化仕事量の大きさが支配的であるという結果や、与えられた全塑性歪の大きさによつて変わるものであるという結果が報告されており、いずれも繰返し数の影響が小さいことを示している。

本試験結果においても、繰返し予歪により K_{IC} 値の低下が明瞭にみられた。疲労被害のパラメータとしては、Fig. 7.5(a) と Fig. 7.5(b) を比較してわかるように、実験点のばらつきが大きいことから、加工硬化仕事量 D 或いは与えら

れた全塑性歪量のいずれが支配的であるか、はつきりした傾向は捉え難い。

いずれにしろ、破壊靱性 K_{IC} 値は疲労被害量の増加に伴い減少するが、素材の約 40% 位で飽和する傾向にあることがわかる。

予歪により平滑材の劈開破壊強度が増大することを考えて、切欠の有無で予歪の破壊強度におよぼす影響が異なるのは、切欠と予歪の重量効果にあると思われる。

また、繰返し予歪による材質劣化は引張・圧縮の両振りによる繰返し歪であれば、更に大きいものと予想される。さらに繰返し数がかかなり多いときには、1 回目以後の繰返しによつて各サイクルごとに描く応力-歪のループなどによる疲労被害も影響してくるものと考えられる。

(b) 予歪が材料の引張特性・衝撃靱性におよぼす影響について

Fig. 7.6 に示してあるように、降伏点 σ_y も引張最大応力 σ_{max} も予歪量が増すに従つて、増大の傾向にあることがわかる。

このように大きな歪硬化を受けた場合、劈開破壊強度が塑性予歪と共に増加する割合 (Fig. 7.5 中の σ_{max} の勾配) が降伏点のそれより、遙に大きくない限りは脆性破壊を生じ易くなる。

残留延性 ϵ_f については予歪量が大きいほど小さくなつており、全塑性歪 ϵ_{total} については予歪量が大きくなるに従つて、少しずつ増加の傾向にある。これは予歪を与える温度が室温 (+25°C) であるのに対し引張試験は低温 (-78°C) であるためと思われる。

また、破壊靱性値 K_{IC} とよい相関があるプレスシャルピの破面遷移温度 pT_0 は、予歪量と共に上昇しているが、或る被害量に対して、上昇温度の飽和が予想される。プレスシャルピ・V-シャルピ共に、最大、吸収エネルギーの値が予歪量とともに減少していることも Table 7.5 からわかる。

(c) 疲労亀裂材の脆性破壊発生特性について

昨年度の軟鋼に関する結果等から、疲労亀裂材の脆性破壊発生特性におよぼす因子として主に次の 3 つが考えられていた。

- (1) 疲労亀裂の破面は、切欠断面の平均応力 σ_{net} が降伏点前後の高応力であると、疲労亀裂の成長と共に板面に対し傾斜し、これが脆性破壊する際には、板面に垂直な脆性破面に移行するため、脆性破壊発生に要する荷重が大きくなるという幾何学的影響。
- (2) 疲労亀裂先端付近のかかなりの範囲にわたり、圧縮残留応力が存在していたと考えられること。
- (3) 繰返し塑性歪による疲労亀裂先端付近の材質劣化

上記の要因のうち(1)による幾何学的影響を去除するために、本試験では疲労亀裂が板面に対し傾斜しない内に繰返しを止め、低温において脆性破壊発生試験を行なつたことは 7.2 の試験方法の(1)-(ii)で述べた。

さて、試験結果 Fig. 7.3、Fig. 7.4 を見てわかるように、疲労亀裂材の発生強度が素材に比べ、かなり良くなつてゐるのは(2)の寄与が(3)による寄与を補つて余りあるように思われる。(2)による影響を去除けば、亀裂先端での応力-歪関係は、繰返し予歪材のそれと同じと予想され、素材より悪くなるものと推定される。

(2)による影響を考えるために簡単なモデルを利用して、検討を試みた。

○繰返しの最終回における負荷

Fig. 7.10 に示すように、実在のクラック c の先端に厚さ b ・長さ $a-c$ の塑性域 P について考える。 a は Dugdale-Muskhelishvili モデルでの次の関係から決る。D-M モデルとは塑性域先端の K -値が 0 となるように塑性域の大きさを決め、塑性域までクラックが伸びているとして、塑性域内では降伏応力 σ_y に相当する内部応力が、クラックを閉じようと抵抗しているモデルである。

$$\frac{c}{a} = \cos \frac{\pi \sigma_{gross}}{2 \sigma_y} \dots\dots\dots (1)$$

長さ $a - c$ の塑性域内での歪分布としては、振りに対して求まっているものを簡単な置換えにより引張型へ直した(2)式を用いる。

$$\epsilon = \frac{a - c}{r} \cdot \epsilon_y \quad \dots\dots\dots (2)$$

塑性域 P の周りは弾性で、塑性域 P の内のみが塑性であると考える。

○繰返しの最終回における除荷

負荷のとき(2)式で示された歪を受けた塑性域 P は、除荷のとき周囲から圧縮され、圧縮残留応力が残る。除荷は弾性域に起るから、除荷のとき塑性域 P が受ける歪は、負荷の状態を基として(3)式のようになる。

$$\epsilon = - \left(\frac{a - c}{r} - 1 \right) \epsilon_y \quad \dots\dots\dots (3)$$

この歪分布は $r = \frac{1}{2} (a - c)$ で $\epsilon = -\epsilon_y$ となつてゐるものである。すると塑性域 P 内での圧縮残留応力の分布は次の(4)式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq r \leq \frac{1}{2} (a - c) \quad \sigma &= -\sigma_y \\ \frac{1}{2} (a - c) \leq r \leq a - c \quad \sigma &= -\sigma_y \left(\frac{a - c}{r} - 1 \right) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

○脆性破壊発生試験

脆性破壊発生試験のときには、また新しく D-M モデルによつて、見掛けのクラック長さ e が(5)式によつて決まる。

$$\frac{c}{e} = \cos \frac{\pi \sigma_{gross}}{2 \sigma_y'} \quad \dots\dots\dots (5)$$

塑性域 $e - c$ には内部応力 $-\sigma_y'$ のものが詰まつてゐる考える。

発生の際に、先の塑性域 P の圧縮残留応力が長さ e のクラックに対して、抵抗力となつてクラック内面にかかる。この圧縮残留応力によるクラック長さ e の先端における K 値は、Fig. 7.11 のような splitting force による(6)式の K 値を、クラック e の内面にわたり積分すればよい。

$$K = \frac{F}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

実在のクラック c の先端における、圧縮残留応力による K 値は、クラック c の先端における K 値に $\sqrt{c} \cdot f(r) / \sqrt{e}$ を掛けると求まり次のようになる。

① $c < a < (a + c) / 2$ のとき

$$\begin{aligned} -K &= f(r) \cdot \frac{\sqrt{c}}{\sqrt{e}} \left[\int_{-e}^c \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx + \int_c^e \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx \right] \\ &= \frac{2 \sigma_y \sqrt{c} f(r)}{\pi} \arccos \frac{c}{e} \end{aligned}$$

② $(a + c) / 2 < c < a$ のとき

$$\begin{aligned} -K &= f(r) \frac{\sqrt{c}}{\sqrt{e}} \left[\int_{-(a+c)/2}^{-(a+c)/2} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \left(\frac{a-c}{-x-c} - 1 \right) \cdot \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx \right. \\ &\quad + \int_{-(a+c)/2}^{-c} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx + \int_c^{(a+c)/2} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx \\ &\quad \left. + \int_{(a+c)/2}^e \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \left(\frac{a-c}{x-c} - 1 \right) \sqrt{\frac{e + x}{e - x}} dx \right] \end{aligned}$$

$$= - \frac{\sigma_y (a - c) \sqrt{c} f(\eta)}{\pi e} \left(k + \frac{1}{k} \right) \log \left| \frac{d - k}{d + k} \right| \\ + \frac{2 \sigma_y \sqrt{c} f(\eta)}{\pi} \left\{ \arccos \left(\frac{c}{e} \right) - 2 \arccos \left(\frac{a + c}{2e} \right) \right\}$$

③ $a < e$

$$-K = f(\eta) \cdot \frac{\sqrt{c}}{\sqrt{e}} \left[\int_{-a}^{-(a+c)/2} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \left(\frac{a-c}{-x-c} - 1 \right) \sqrt{\frac{e+x}{e-x}} dx \right. \\ \left. + \int_{-(a+c)/2}^{-c} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e+x}{e-x}} dx + \int_c^{(a+c)/2} \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \sqrt{\frac{e+x}{e-x}} dx \right. \\ \left. + \int_{(a+c)/2}^a \frac{\sigma_y}{\pi \sqrt{e}} \left(\frac{a-c}{x-c} - 1 \right) \sqrt{\frac{e+x}{e-x}} dx \right] \\ = - \frac{\sigma_y (a - c) \sqrt{c} f(\eta)}{\pi e} \left(k + \frac{1}{k} \right) \log \left| \frac{d - k}{d + k} \cdot \frac{g + k}{g - k} \right| \\ + \frac{2 \sigma_y \sqrt{c} f(\eta)}{\pi} \left\{ \arccos \left(\frac{c}{e} \right) + \arccos \left(\frac{a}{e} \right) - 2 \arccos \left(\frac{a + c}{2e} \right) \right\}$$

このK値に相当する分だけ、クラック先端の圧縮残留応力のみによつて、素材のものに比して疲労亀裂材は高くなつたわけである。

疲労亀裂先端付近の圧縮残留応力によるKの値を試験結果 Table 7.3 の K_0 値に加えた値を矢印にて、Fig. 7.12 に示す。

K_0 値が使える $\sigma_{net} < \sigma_y$ の範囲、すなわち -80°C 以下の低温での実験点が少なかつたが、かなりよい傾向を示していると言える。

一方、疲労亀裂の先端半径 ($\rho \sim 0.001\text{mm}$) は、機械加工による切欠半径 ($\rho \sim 0.1\text{mm}$) より小さいが、これによる影響について、今まで多くの実験が行なわれてきた。Kは ρ を使つて次のようにも表わされる。

$$K = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{1}{2} \sigma_m \sqrt{\rho} \dots \dots \dots (7)$$

ここで σ_m ; 切欠先端での最大応力

ρ ; 切欠先端半径

この(7)式から、 σ_m が $\sqrt{\rho}$ に反比例する関係、すなわち先端半径 ρ がクラック長さ $2c$ に比べて非常に小さいときには、Kは先端半径の大きさに敏感でなくなり、 K_0 値は ρ の影響を受けない。しかし或る最小先端半径 ρ_{min} 以上では、 K_0 が $\sqrt{\rho}$ に比例して大きくなると言われている。したがつて本実験のように、先端半径 ρ が、クラック長さ $2c$ に比べて、遙に小さい場合には、疲労亀裂の先端半径と、機械加工による先端半径の違いによる、 K_0 値への有意差は生じなかつたものと思われる。

本実験では、常温において疲労亀裂を成長させた後に、低温で脆性破壊試験を行なつたが、繰返し荷重をも低温で加えて亀裂を成長させ、脆性破壊が生じるときの限界亀裂長さ (Critical Crack Length) 発生荷重などから、疲労亀裂が脆性亀裂へと転化する条件を調べてみるのも意義があろう。

実際の構造物を考えるに、上述のように疲労亀裂を生じた後の疲労被害は、材質の変化と言うことよりもむしろ、疲労亀裂の成長ということ自体が大きな問題となるといつてよいであろう。

(4) 繰返し予歪材の脆性破壊伝播停止特性

Fig. 7.7 および Fig. 7.8 を見てわかる通り、7.4の(a)項のところで述べた、昨年度の軟鋼についての結果と同様、疲労被害量の増加により明らかに K_0 値の低下をきたしており、そして Fig. 7.8(a) と Fig. 7.8(b) を比べ

でもわかる通り、加工硬化仕事量 D による整理の方が、ばらつきも少くなり、低サイクル疲労被害のパラメータとして支配的であると言える。

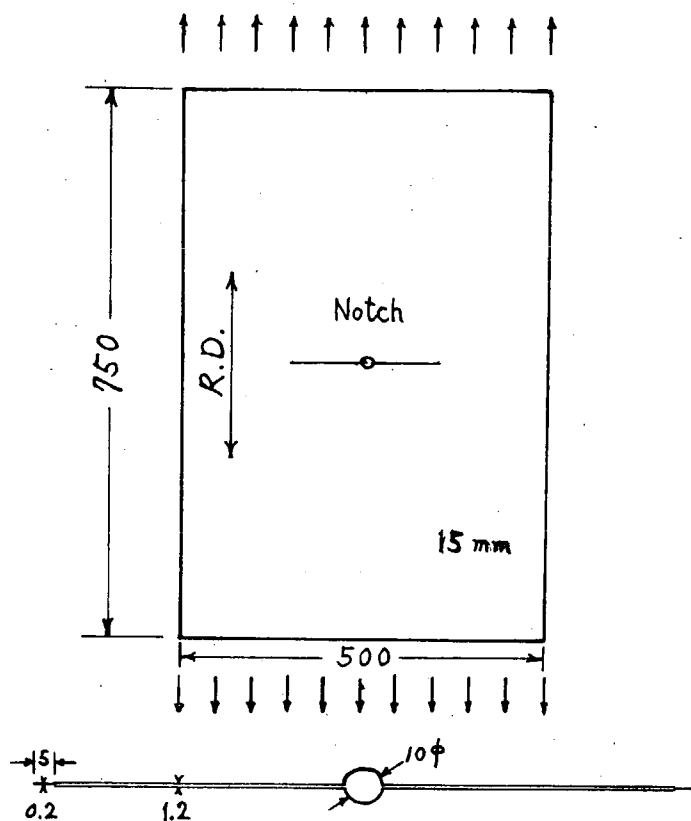
また Fig. 7.8(a) より本実験の HT 60 とは降伏応力・伸びともに SM 41 と異なるのに、同じ K_0 値の低下に対する被害量 D が、類似している。いま SM 41 と HT 60 の 2 結果だけから言うと、被害のパラメータは加工硬化仕事量の絶対量そのものであることを示唆しているのではないと思われる。

両材料に対し $D \approx 0.8 \text{ Kg} \cdot \text{mm} / \text{mm}^2$ で、 K_0 値の劣化がほぼ飽和している。そして軟鋼の場合には素材の K_0 値の約 40% 程度となり、高張力鋼の場合には素材の K_0 値の約 65% 程度と、軟鋼に比べて劣化の度合いが少い。これは軟鋼がセミキルド鋼、高張力鋼が調質のキルド鋼のためと思われる。

さらに Fig. 7.9 から HT 60 と SM 41 の傾向が似ていることがわかる。ただ停止温度の上昇が HT 60 では最大 20~25°C 程度、SM 41 では最大 30~35°C 程度と異なるのみである。

Table 7.1 Mechanical Property & Chemical Composition (WT 60)

Mechanical Property				Chemical Composition (%)				
Temp.	Yield Point σ_y Kg/mm^2	Tensile Strength σ_B Kg/mm^2	Elongation % G. L. = 200 mm	C	Si	Mn	P	S
Room Temp. + 25°C	60.7	70.5	15.5	.15	.48	1.24	.016	.007
-78°C	70.0	78.3	14.7					



Details of Notch.

Fig. 7.1(a) Test Specimen for Base and Fatigue Cracked One

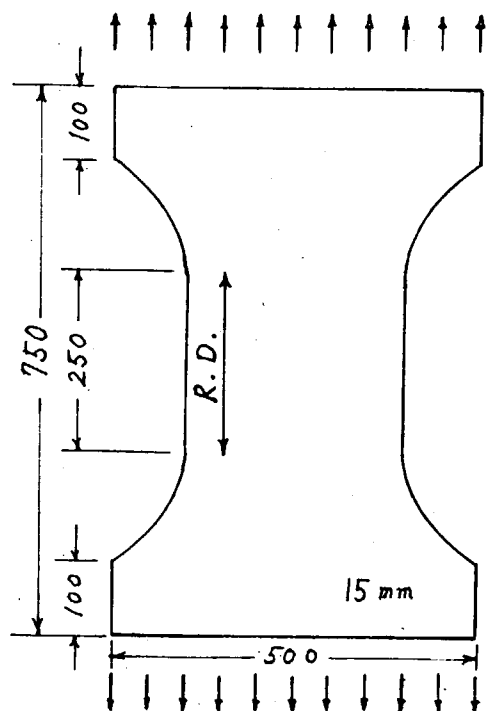


Fig. 7.1(b) Test Specimen for Cyclic Prestraining

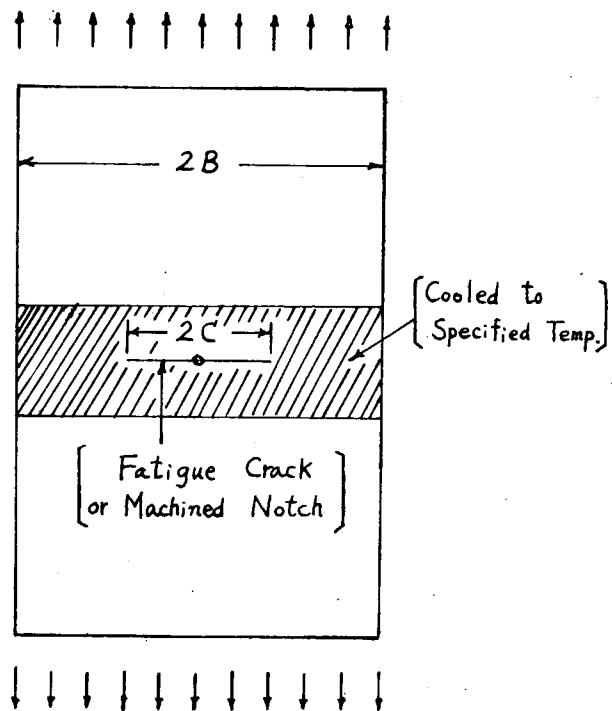


Fig. 7.2 Brittle Fracture Initiation Test

Table 7.2 Initiation Test Results of Prestrained Specimens

Specimen Code	Fatigue Data					Brittle Fracture Tests					
	Repeated Stress σ_{nom} Kg/mm ²	% of Cycle N	Strain at 1st Cycle ϵ_1 %	Total Strain ϵ %	Amount of Work Hardening D Kg-mm/mm ²	Temp. °C.	Fracture Stress		σ_{net} σ_y	K_C Kg $\sqrt{mm}$ /mm ²	Ratio of K_C -Value to Base Plate
							σ_{gross} Kg/mm ²	σ_{net} Kg/mm ²			
WQI-2	67.5	1	14	14	1.86	-85	18.9	31.5	0.36	158	0.75
WQI-3	64.9	1	11.3	11.3	1.21	-92	6.67	11.1	0.13	55.8	0.48
WQI-4	54.7	100	3.0	3.0	0.086	-82	14.5	24.1	0.33	121	0.48
WQI-5	56.0	100	4.9	7.7	0.23	-87	12.9	21.5	0.27	108	0.61
WQI-6	65.5	1	6.3	6.3	0.38	-97	8.9	14.8	0.19	74.4	0.91
WQI-7	64.5	100	3.0	6.8	0.086	-75	35.1	58.5	0.77	294	0.77

Table 7.3 Initiation Test Results of Fatigue Cracked Specimens

Specimen Code	Fatigue Data				Brittle Fracture Tests			
	Repeated Stress σ_{net} Kg/mm ²	% of Cycle N	Crack Length 2C mm	Temp. °C	Fracture Stress		$\frac{\sigma_{net}}{\sigma_y}$	K_C Kg $\sqrt{mm}$ /mm ²
					σ_{gross} Kg/mm ²	σ_{net} Kg/mm ²		
WFI-1	60	100	200	-90	28.7	47.8	0.67	310
WFI-2	46	500	192	-83	38.0	61.7	0.87	402
WFI-3	46	540	190	-105	16.3	26.2	0.36	171
WFI-4	60	100	184	-110	30.4	48.1	0.65	315
WFI-5	49	1000	200	-80	38.7	64.5	0.92	418
WFI-6	60	100	184	-110	20.8	32.9	0.44	216
WFI-7	46	1130	214	-75	37.4	65.5	0.94	417

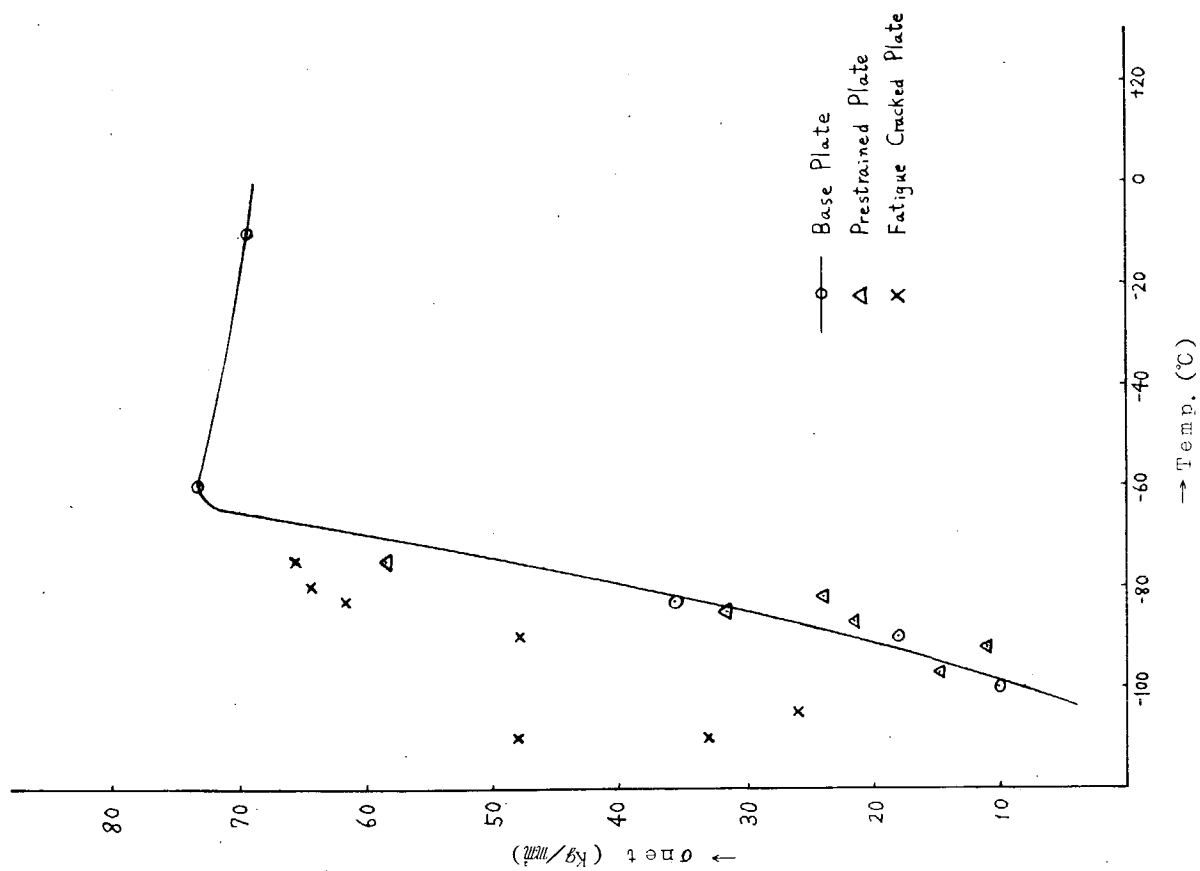


Fig. 7.3 Fracture Stress vs. Temperature

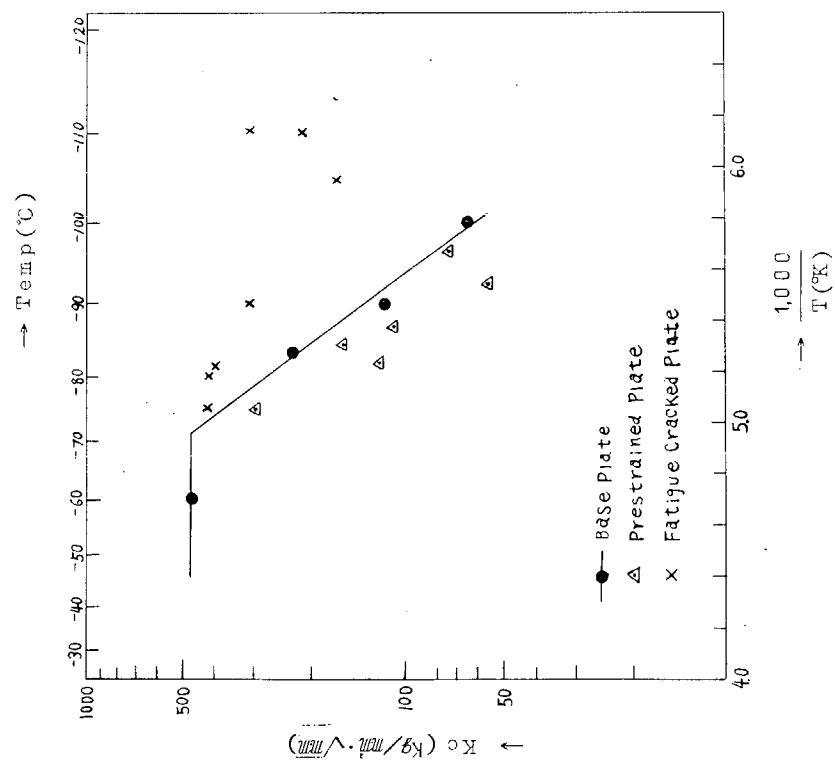


Fig. 7.4 Fracture Toughness Value (Kc) vs. Temperature

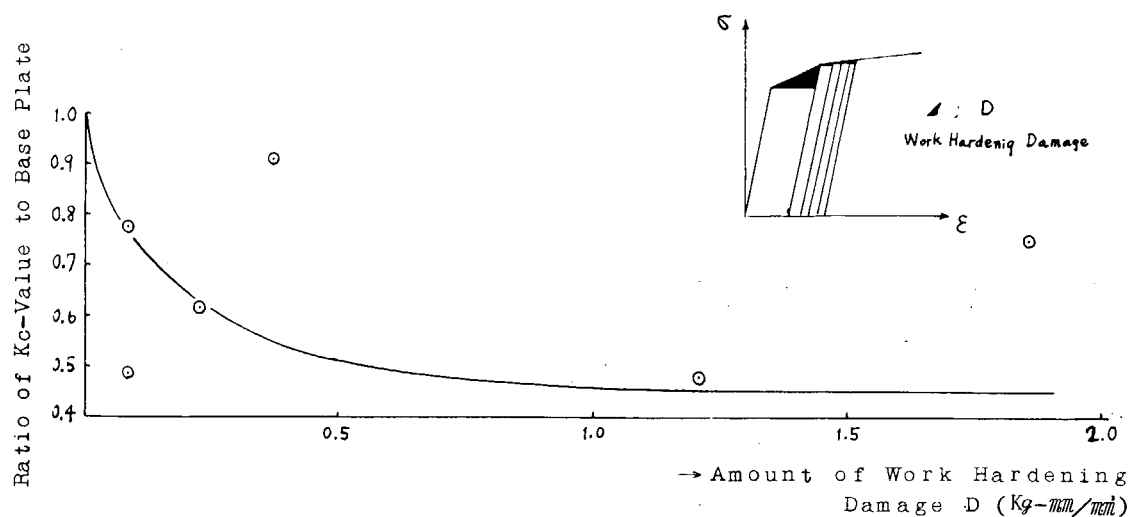


Fig. 7.5(a) Low Cycle Damage vs. Drop of Kc-Value

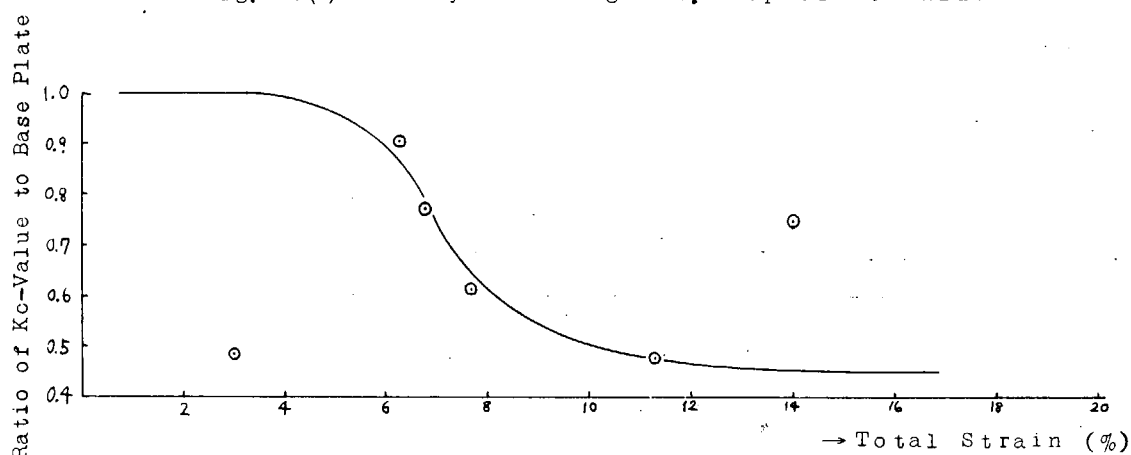


Fig. 7.5(b) Total Strain vs. Drop of Kc-Value

Table 7.4 Tensile Test Results of Prestrained Specimen (-78°C)

Specimen Code	Cond. of Prestrain (Room Temp.)				Tensile Tests (-78°C)			
	Repeated Stress σ_{nom} Kg/mm²	% of Cycle N	Strain ϵ %	Yield Point Kg/mm²	Yield Point σ_y Kg/mm²	Tensile Strength σ_{max} Kg/mm²	Uniform Strain %	Total Uniform Strain %
TP-0	Base Plate				70.0	82.0	11.3	11.3
TP-1	65.6	1	7.0	58.0	77.8	83.5	5.0	12.0
TP-2	66.7	1	12	56.9	85.2	87.2	2.5	14.5
TP-3	68.2	1	9.8	58.2	82.7	86.0	3.0	12.8
TP-4	63.2	1	3.6	57.6	72.4	82.8	7.5	11.1

Table 7.5 Charpy Test Results of Prestrained Specimens

Specimen Code	Cond. of Prestrain (Room Temp.)				Transition Temp. (°C)				Max. Absorbed Energy of V-Charpy Kg-m	Max. Absorbed Energy of P-Charpy Kg-m
	σ_{nom} Kg/mm²	N	Strain ϵ %	D Kg-mm/mm²	pTc	vTrs	pTrE	vTrE		
C-0	Base Plate				-37	-50	-35	-52	23.0	23.0
C-1	65.5	1	6.5	0.12	-34	-44	-32	-42	20.0	20.0
C-2	65.1	1	12.0	0.77	-29	-48	-27	-45	18.0	19.0

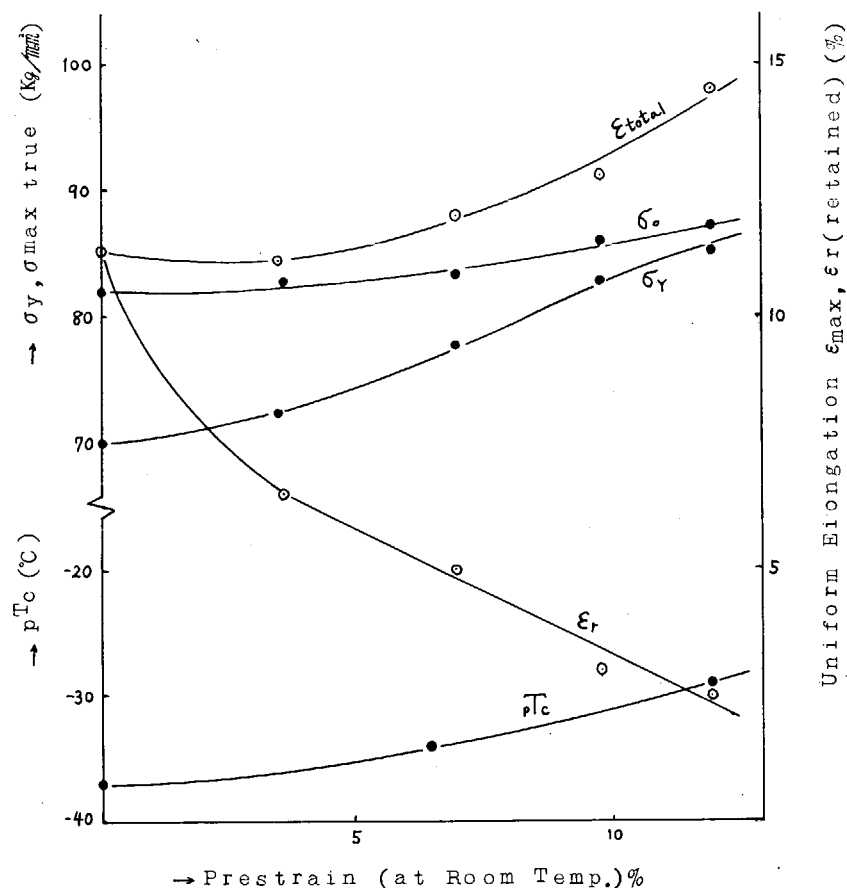


Fig.7.6 Tensile Property(at -78°C) & pT_c vs. Prestrain

Table 7.6 Brittle Fracture Propagation-Arrest Characteristics of Prestrained Specimens

Specimen Code	Fatigue Data					Brittle Fracture Propagation-Arrest Tests		
	Repeated Stress σ_{non} (Kg/mm^2)	% of Cycle N	Strain at 1st Cycle ϵ_1 (%)	Total Strain ϵ (%)	Amount of Work Hardening D (Kg-mm/mm^2)	Arrest Temp. ($^\circ\text{C}$)	Resistance Value to Arrest K_c ($\text{Kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$)	Ratio of K_c -Value to Base Plate
WPA-1	70.6	1	6.9	6.9	0.45	-40	90.4	0.73
WPA-2	68.3	1	7.7	7.7	0.56	-22	136	0.68
WPA-3	66.1	46	5.0	5.0	0.24	-20	169	0.80
WPA-4	69.6	2	2.9	6.3	0.19	-31	148	0.92
WPA-5	66.7	100	4.6	4.9	0.20	-40	107	0.87
WPA-6	69.6	50	9.4	9.4	0.84	-44	92.0	0.83
WPA-7	67.8	1	11.8	11.8	1.32	-38	95.7	0.74
WPA-8	74.8	23	6.4	11.1	0.39	-23	142	0.73

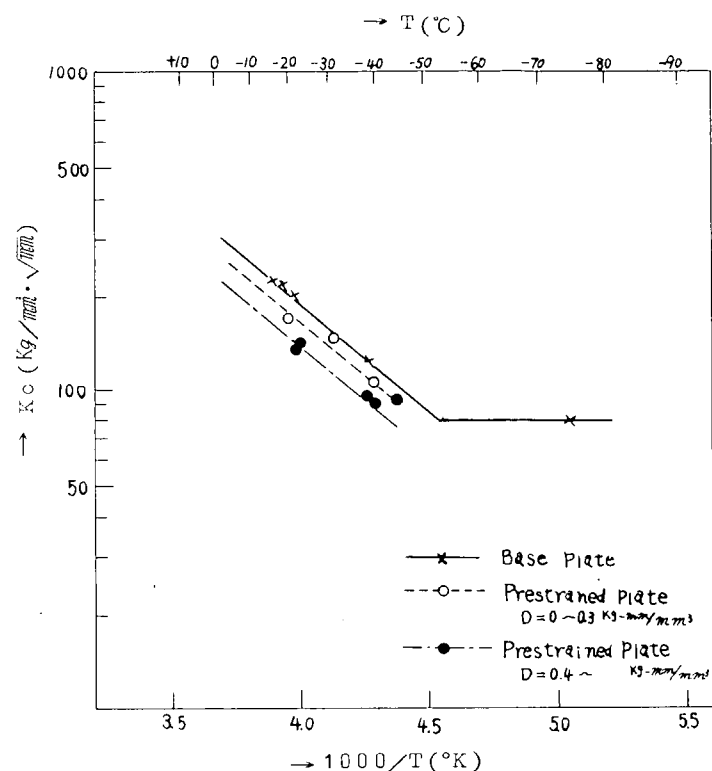


Fig. 7.7 Change of Brittle Fracture Propagation-Arrest Characteristics of Prestrained Plate

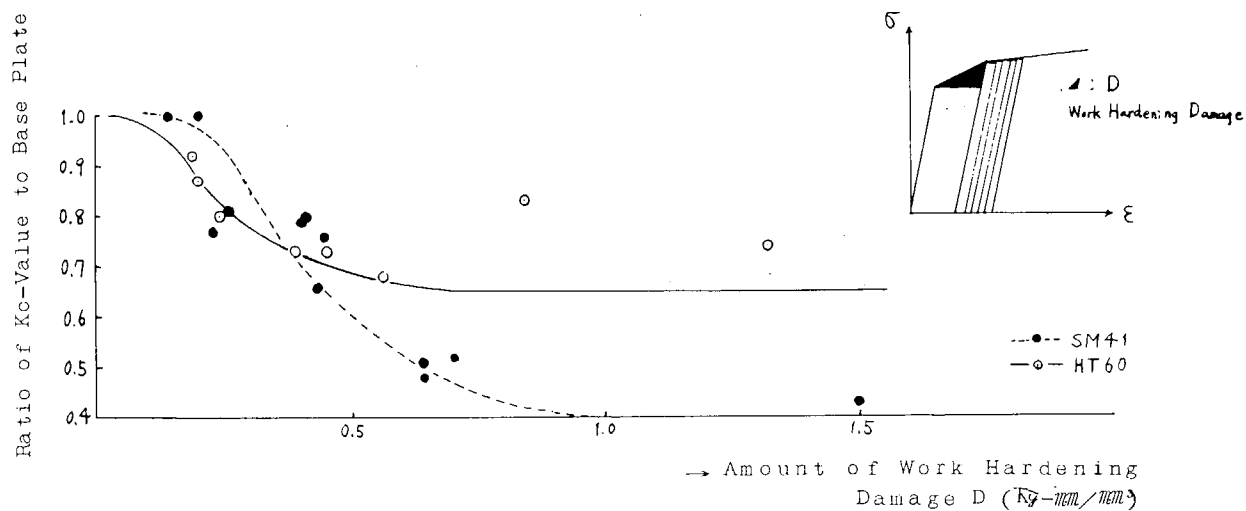


Fig. 7.8(a) Low Cycle Damage vs. Drop of K_{IC} -Value

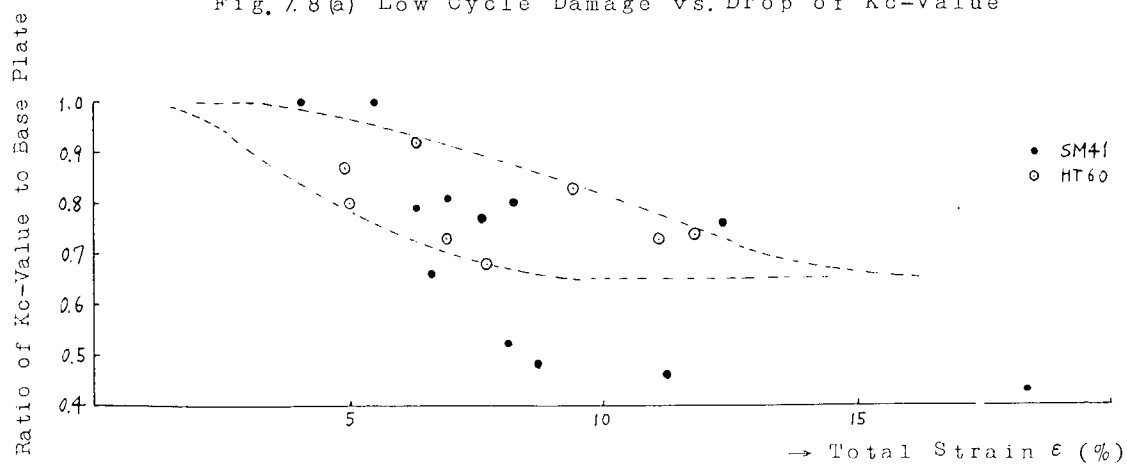


Fig. 7.8(b) Total Strain vs. Drop of K_{IC} -Value

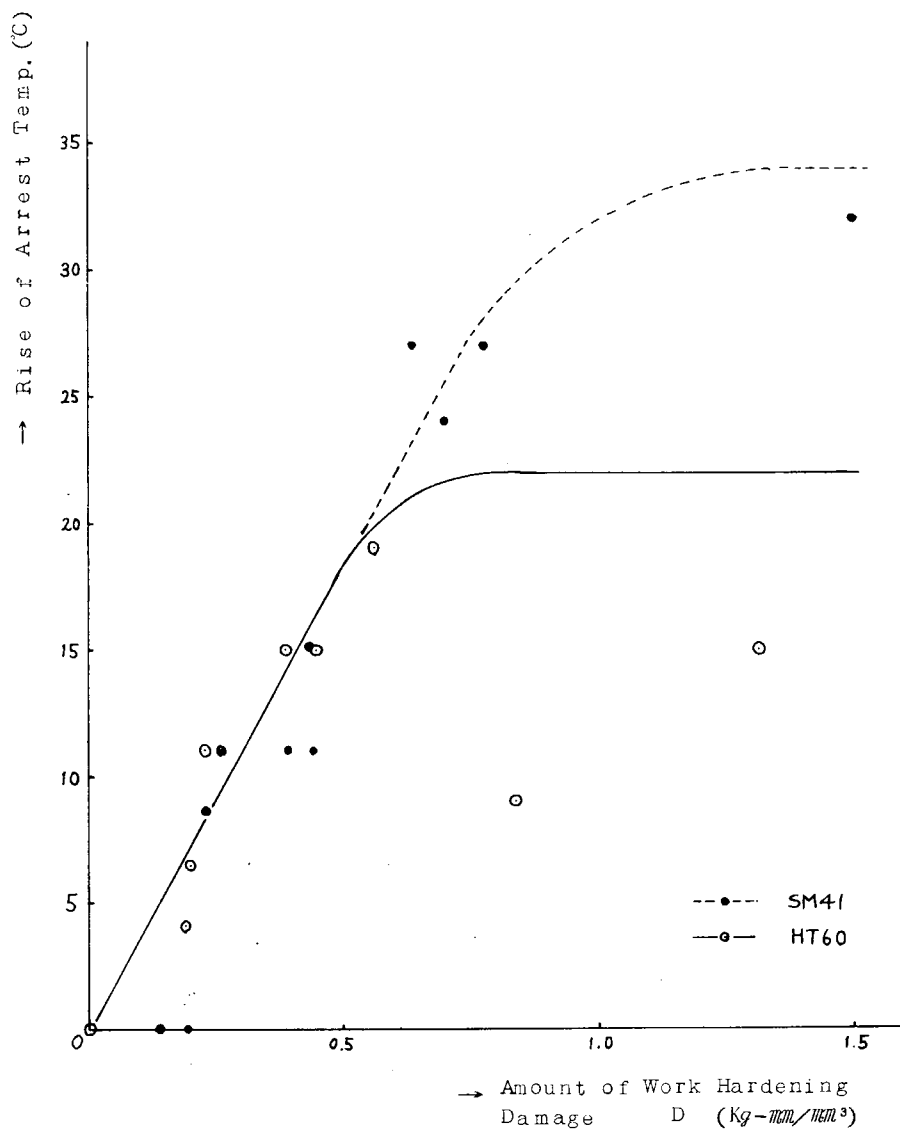


Fig. 7.9 Rise of Brittle Fracture Propagation-Arrest Temp. due to Fatigue

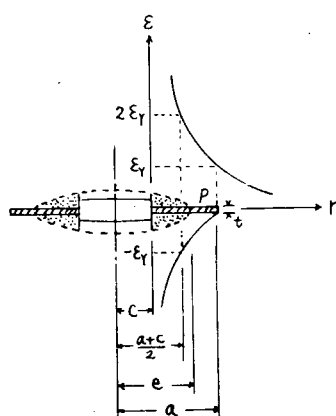


Fig. 7.10

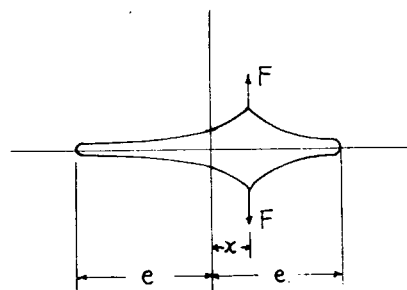
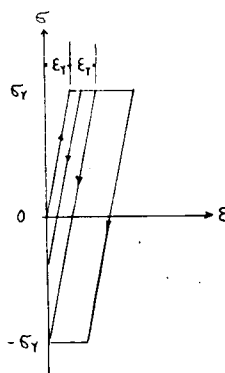


Fig. 7.11

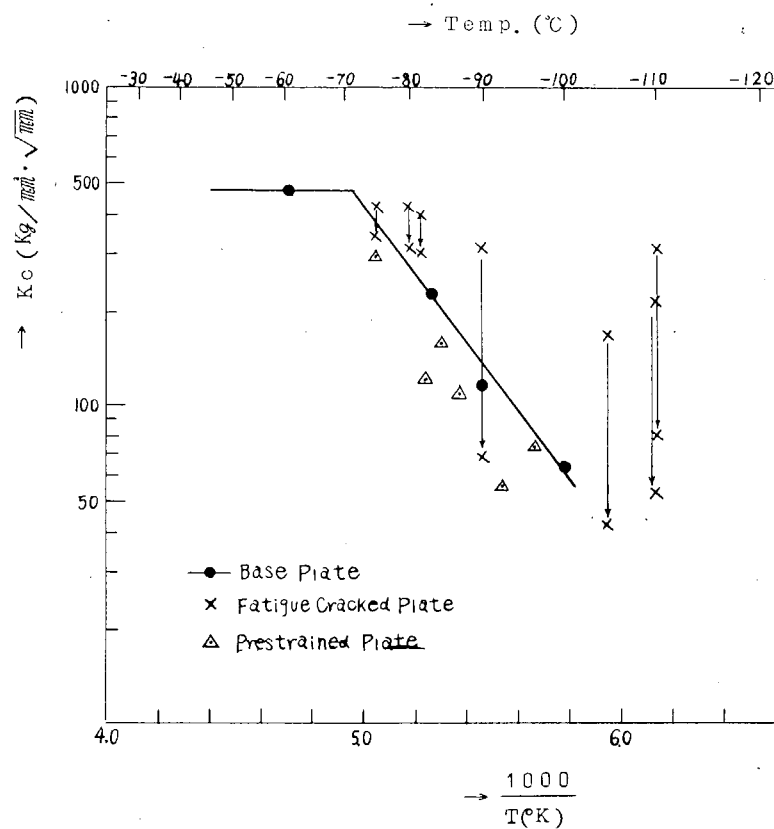


Fig. 7.12 Fracture Toughness Value(K_c) vs. Temperature
 "↓" denote Residual Stress Effect

8 溶着金属および熱影響部の疲労強度

8.1 目 的

SM50Bの母材、溶着金属および熱影響部の歪制御による低サイクル疲労挙動を明らかにし、構造部材の低サイクル疲労破壊に関する基礎資料を求めることを目的とした。

8.2 試 験

(a) 試験機

使用試験機は森試験機製作所製35/20tローゼンハウゼン型万能疲労試験機用低サイクル疲労試験機で、その容量は動的最大荷重±20トン毎分繰返し数0.6～30回である。歪検出器は、10φ用DTF式径方向変位計を使用し、レバー先端には先端角度20°先端半径約0.5mmの硬化プラスチックの接触子が、試験片最小断面を狭むようにしたものである。

(b) 試験片

供試材は、板厚24mmのSM50B鋼で、その化学成分および機械的性質はTable 8.1に示す通りである。

母材試験片は受納状態の供試鋼より採取した。溶着金属試験片(W試験片)と熱影響部試験片(H試験片)は供試材の突合せ溶着接手材より得た。溶着方法はまず、母材をロール方向に約150mmおよび300mm、ロール直角方向に1100の帯板にガス切断し、端面に45°あるいは90°の開先面を機械加工した後、ルートギャップ6mmのV型開先とし、さらに裏当金を開いて手溶接を施行した。使用した溶接棒はL55-S3.2、4および5φであり、溶接電流、電圧はそれぞれ、110～320A、32～34Vである。層数および横断面をFig 8.1に示す。

W試験片およびH試験片は、まず機械加工により角棒を切り出し、側面を鏡面研磨してからマクロエッチして、試験片中心線をけがいた(Fig. 8.1、Fig. 8.2)。試験片形状および寸法は、Fig. 8.3に示す。応力集中率 $K_t=1.06$ はPetersonの線図より求めた。

試験片はいずれもロール方向に平行に採取し、バフで最終研磨を行なった。

(c) 試験方法

直径方向対数歪を制御歪とし完全両振(歪比=-1)の試験を行なった。試験片の初期状態および最大引張荷重ならびに最大圧縮荷重状態における直径をそれぞれ d_o 、 d_t 、 d_c とすれば、制御歪は次のようになる。

$$\ln \frac{d_o}{d_t} = \ln \frac{d_c}{d_o}$$

径方向歪を軸方向歪に換算するには次の方法によつた。まず直径方向の全歪範囲 ϵ_{TR}^d を弾性歪分 ϵ_{eR}^d と塑性歪分 ϵ_{pR}^d とに分ける。真応力範囲 σ_R と ϵ_{eR}^d との間に、フックの法則が成立すると仮定すれば

$$\epsilon_{eR}^d = \nu \sigma_R / E \quad \text{が成立しさらに}$$

$$\epsilon_{eR}^d = \epsilon_{TR}^d - \epsilon_{pR}^d \quad \text{が成立する。}$$

塑性変形について通常なされる体質一定という仮定が成立するとすれば、軸方向の塑性歪範囲 ϵ_{pR}^e および塑性歪振幅 ϵ_{pR}^e はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{pR}^e &= 2 \cdot \epsilon_{pR}^d = 2 \left(\epsilon_{TR}^d - \frac{\nu}{E} \sigma_R \right) \\ \epsilon_{pR}^e &= \left(\epsilon_{TR}^d - \frac{\nu}{E} \sigma_R \right) \end{aligned} \right\} \quad \text{となり}$$

また、軸方向全歪範囲 ϵ_{TR}^e 、全歪振幅 ϵ_{Ta}^e は

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{TR}^{\ell} &= \epsilon_{PR}^{\ell} + \epsilon_{PR}^{\ell} = 2\epsilon_{TR}^d + \frac{\sigma_R}{E} (1 - 2\nu) \\ \epsilon_{ta}^{\ell} &= \epsilon_{TR}^d + \left(\frac{1}{2} - \nu\right) \frac{\nu}{E} \end{aligned} \right\}$$

で与えられる。ここで $E = 210000 \text{ Kg/mm}^2$ 、 $\nu = 0.3$ として計算した。試験片の直径変化は前記検出器で測定した。検出器の出力電圧は増巾されて、サーボ増巾器のフィードバック回路に入れるとともに、10 mV 2点ペン書きオツシロ、および X-Yレコーダーの入力とした。一方試験片に加わる荷重は油圧系の油圧より検出し、電気信号に変換して、10 mV ペンオツシロ、および X-Yレコーダーの入力とした。以上のようにして、試験片の径方向変位と荷重の連続記録とヒステリシスループの断続記録を求めた。繰返し歪を与えるに当つては、破断寿命が20回以下を予想される場合は手動で、20回以上を予想されるときは、自動制御によつた。その場合歪波形は三角波で、繰返し速度は、1~10 cpm である。歪サイクルは、つねに引張側から開始した。

8.3 試験結果

(a) 静的引張り試験結果

静破壊対数歪を求めるために、疲労試験に先立つて静引張り試験を行なつた。試験結果を Table 8.2 に総括した。母材試験片の静破壊対数歪 ϵ_f は 1.05 であつた。さきに行なつた筆者らの実験によれば、これは A302B 鋼 ($K_t = 1.06$) では $\epsilon_f = 1.05$ であり同一である。また ϵ_f に関しては、母材を除き、溶接金属、熱影響部の間には、あまり大きな差違は見られなかつた (Table 8.2)。

(b) 歪制御低サイクル疲労試験結果

母材、溶接金属および熱影響部の疲労試験結果を、Fig. 8.4~6 に示す。同図より塑性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{pa} \cdot N_c^{0.616} = 0.320 \quad (5MA)$$

$$\epsilon_{pa} \cdot N_c^{0.652} = 0.410 \quad (5WA)$$

$$\epsilon_{pa} \cdot N_c^{0.615} = 0.335 \quad (5HA)$$

が得られる。

また弾性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ea} \cdot N_c^{0.124} = 0.0053 \quad (5MA)$$

$$\epsilon_{ea} \cdot N_c^{0.111} = 0.0047 \quad (5WA)$$

$$\epsilon_{ea} \cdot N_c^{0.106} = 0.0042 \quad (5HA)$$

が得られ、したがつて全歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ta} = 0.32 N_c^{-0.616} + 0.0053 N_c^{-0.124} \quad (5MA)$$

$$\epsilon_{ta} = 0.41 N_c^{-0.652} + 0.0047 N_c^{-0.111} \quad (5WA)$$

$$\epsilon_{ta} = 0.34 N_c^{-0.615} + 0.0042 N_c^{-0.106} \quad (5HA)$$

が得られる。

溶接金属および熱影響部の疲労強度を、母材の疲労強度と比較した場合、熱影響部は、本実験範囲内では母材より

強く、溶接金属は $N_c \leq 140$ で母材より強い。また、 $N_c \leq 1700$ は、溶接金属の疲労強度は、熱影響部の疲労強度より N_c が減少する程大きくなる。それらのことが Fig. 8.7 に示した。

(c) 繰返し荷重特性

供試鋼の繰返し荷重特性を求めるために、全歪振幅に対して最初の 2~3 サイクルにおける全応力範囲と、定常状態における全応力範囲をプロットして、Fig. 8.8~10 にそれを示す。これより、母材試験片は全領域にわたって加工硬化型であり、 ϵ_{ta}^p が減少するにつれて、その傾向は顕著になる。溶接金属と熱影響部試験片とはほとんど同じ傾向を示し、 ϵ_{ta}^p 約 0.03 より小さい領域で加工軟化型、それより大きい領域で加工硬化型である。しかし、繰返し加工軟化現象を示す場合においても、始めの数サイクルは硬化を示し、以下数 10 サイクルで軟化を完了し、以後、亀裂発生までは一定の繰返し荷重を保つ。亀裂発生後は引張り、圧縮荷重は、急激に減少し、破断に到る。

(d) 破断寿命と亀裂伝播寿命の関係

Fig. 8.11 に亀裂伝播寿命と破断寿命の関係を示す。破断寿命と亀裂伝播寿命との間に対数相関関係を求めると

$$N_f - N_c = 0.45 N_f^{0.978}$$

が得られる。 N_f の指数が 0.98 となつていることから、両者はほとんど比例関係が成り立ち、亀裂伝播に要する寿命は全寿命の 45% に相当している。比較に供するために、他の材料により得られた値を Fig. 8.11 の中に示す。

文 献

- (1) Y. Ando, K. Iida et al. "Low and High Cycle Fatigue Strength of A302B Steel and its Welds"
- (2) K. Iida, H. Inoue et al. "Cumulative Damage in Low Cycle Fatigue" 造船論 46, 121 (1967)
- (3) K. Iida. "Fatigue Strength Reduction Factor in Plastic Strain Cycling." IIW Doc No. XIII-427-66 (1966)
- (4) Y. Ando, K. Iida et al. "Effect of Heat Treatment Condition on Low Cycle Fatigue Strength of A302B Steel"
- (5) S. S. Manson. "Fatigue A Complex Subject—Some Simple Approximation" Experimental Mechanics July 1965, 193/226
- (6) S. S. Manson, M. H. Hirschberg. "Crack Initiation and Propagation in Notched Fatigue Specimens" NASA TN X-52126 (1965)

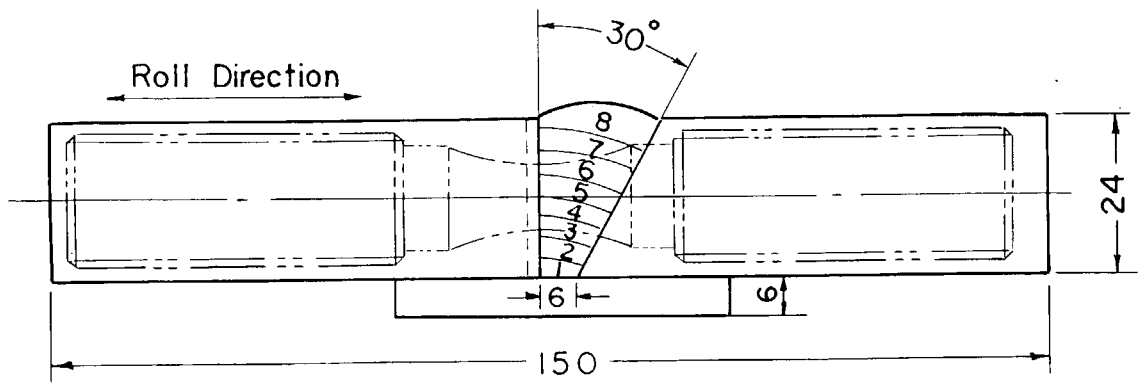


Fig.8.1 Joint Design and Location of HAZ Specimen(Code H)

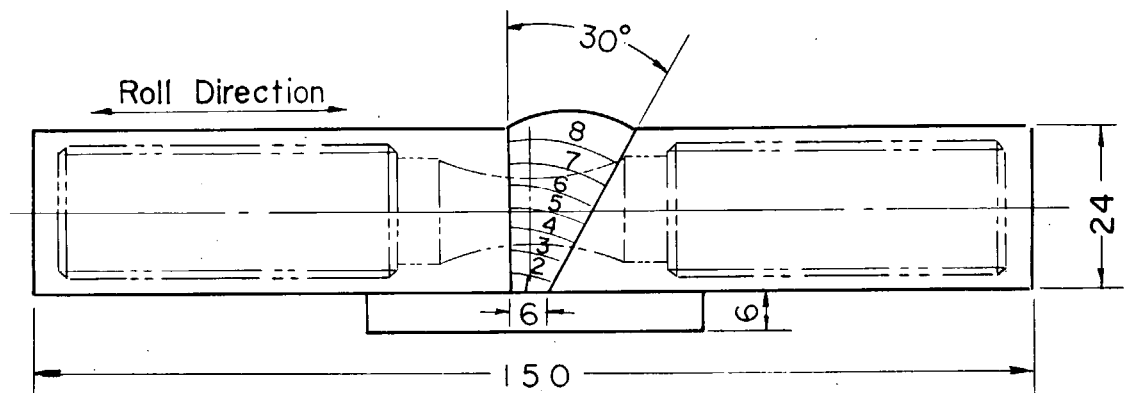


Fig.8.2 Joint Design and Location of Weld-Metal Specimen(Code W)

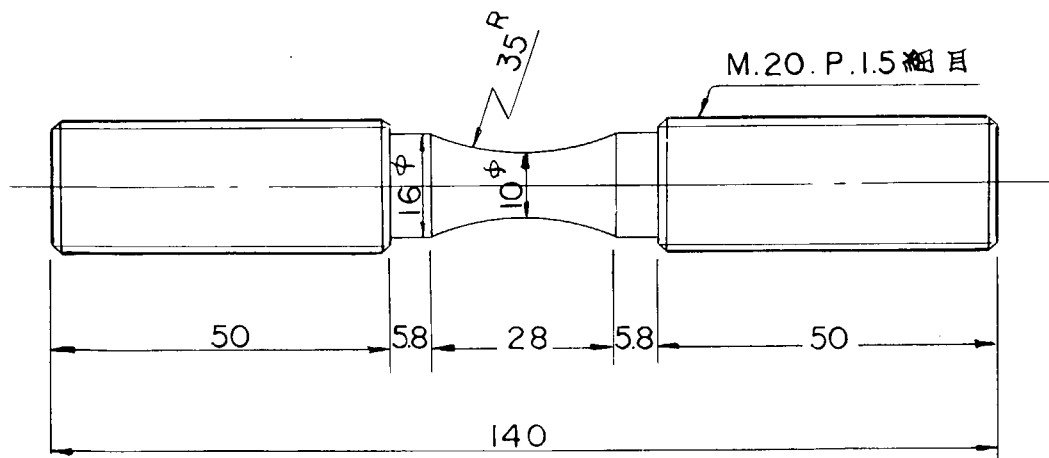


Fig.8.3 Details of Hour-Glass Shaped Specimen

Table 8.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of SM50B

Code of Steel	Chemical Composition (%)					Tensile Test		
	C	Si	Mn	P	S	σ_y Kg/mm ²	σ_B Kg/mm ²	Elongation (%)
JIS SM50B	14	35	1.10	.026	.010	34.9	52.9	

Table 8.2 Results of Tensile Test for Hour Glass Specimen

Code of Specimen	R.A. (%)	ϵ_f (%)	σ_B (Kg/mm ²)	σ_{Nf} (Kg/mm ²)	σ_{TB} (Kg/mm ²)	σ_y/σ_B
5MA05	65.1	1.05	58.1	42.0	120.3	0.663
5MA15	65.4	1.06	60.2	42.1	121.8	0.670
5MA16	64.4	1.03	63.1	40.9	115.0	0.639
mean	65.0	1.05	60.5	41.7	119.0	0.657
5WA19	70.9	1.23	60.0	38.5	132.4	0.813
5WA20	69.1	1.17	60.6	38.9	125.9	0.807
5WA21	65.4	1.06	60.8	29.6	85.6	0.811
mean	68.48	1.16	60.4	35.7	114.7	0.810
5HA01	68.8	1.17	61.6	40.2	129.1	0.793
5HA02	68.7	1.16	61.8	41.2	131.7	0.772
5HA16	60.1	0.92	62.5	46.9	116.2	0.759
mean	65.9	1.08	61.7	42.6	130.4	0.775

R.A. : Reduction in Area

 σ_{Nf} : Nominal Fracture Stress ϵ_f : Static True Fracture Strain σ_{Tf} : True Fracture Stress σ_B : Ultimate Tensile Stress σ_y : Yield Stress

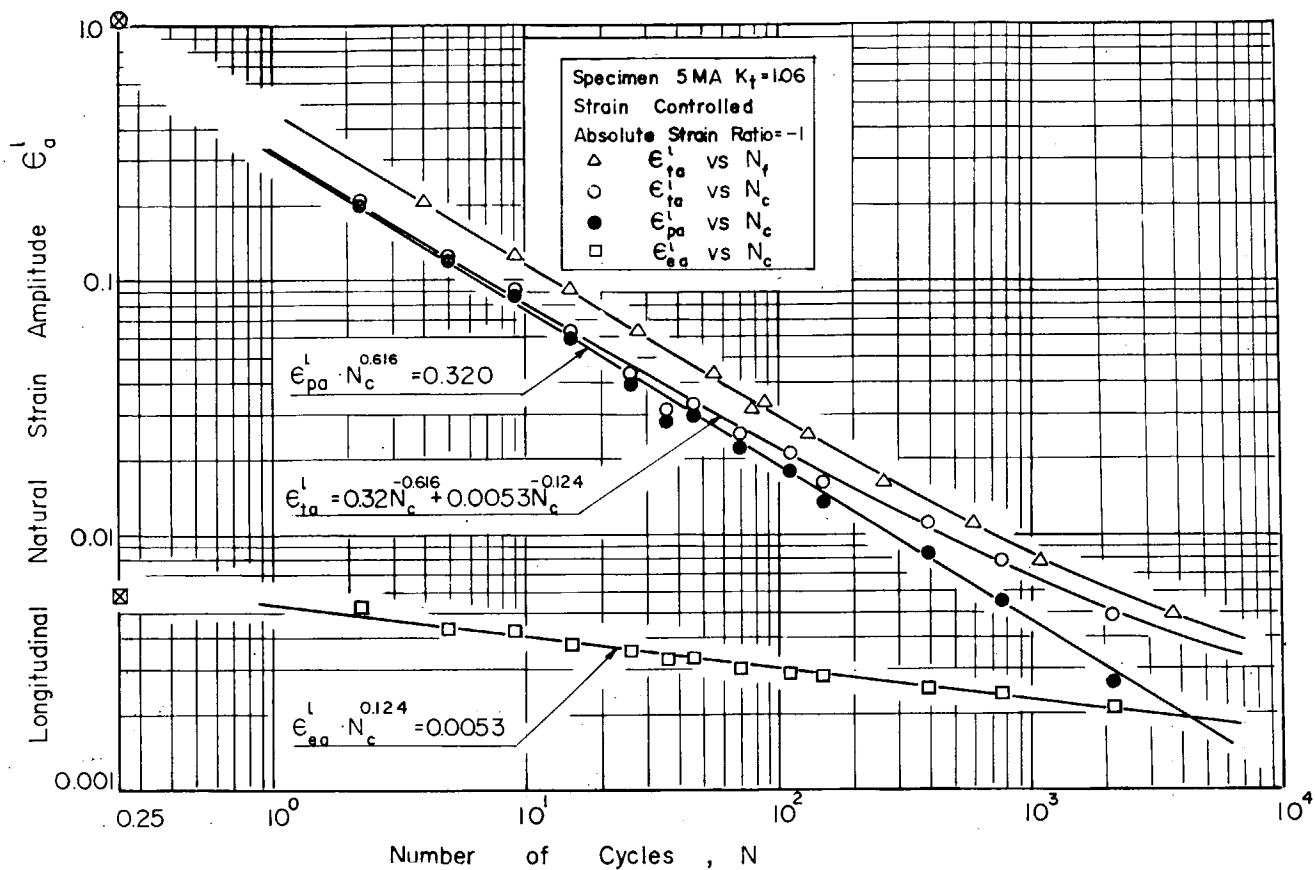


Fig.8.4 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 5MA Specimens.

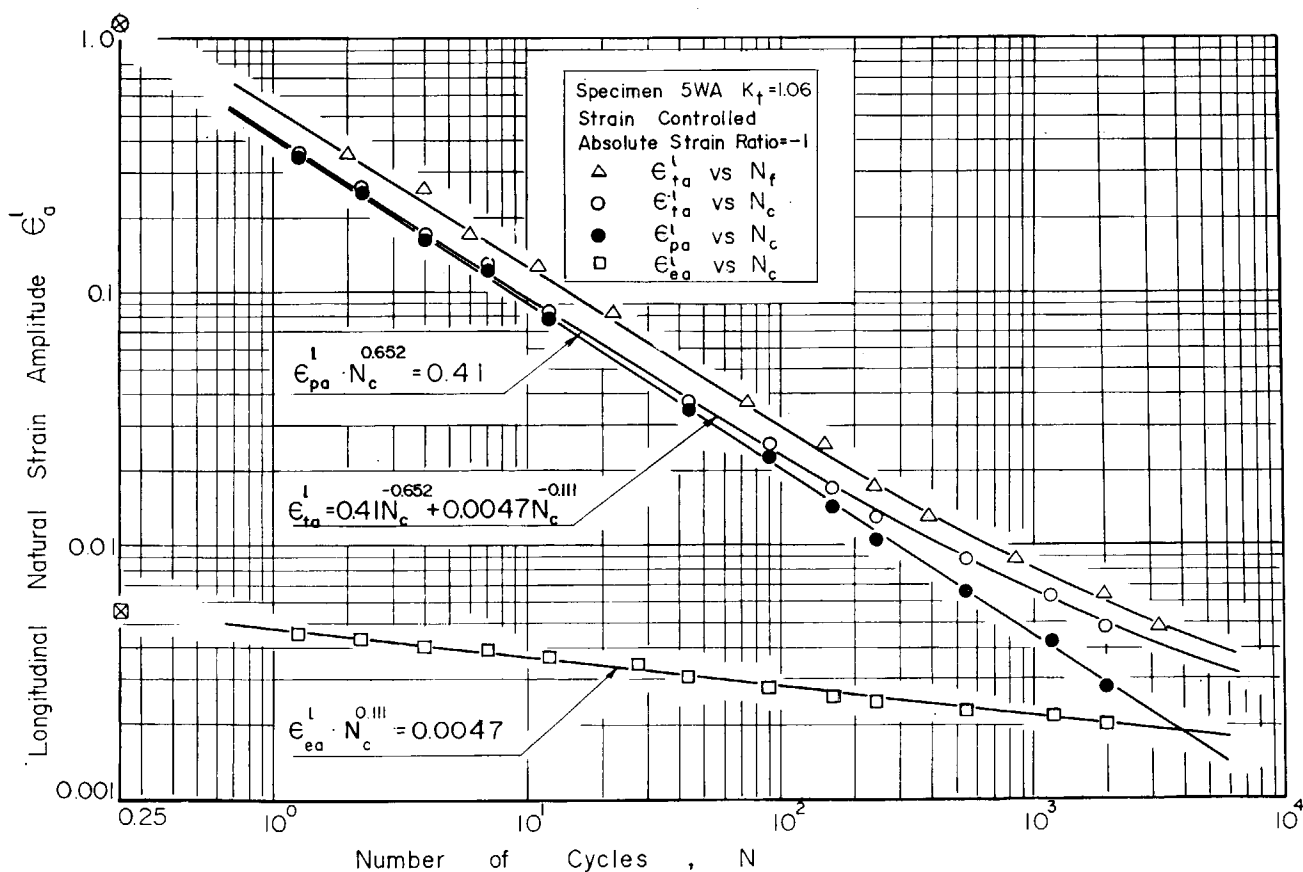


Fig.8.5 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 5WA Specimens.

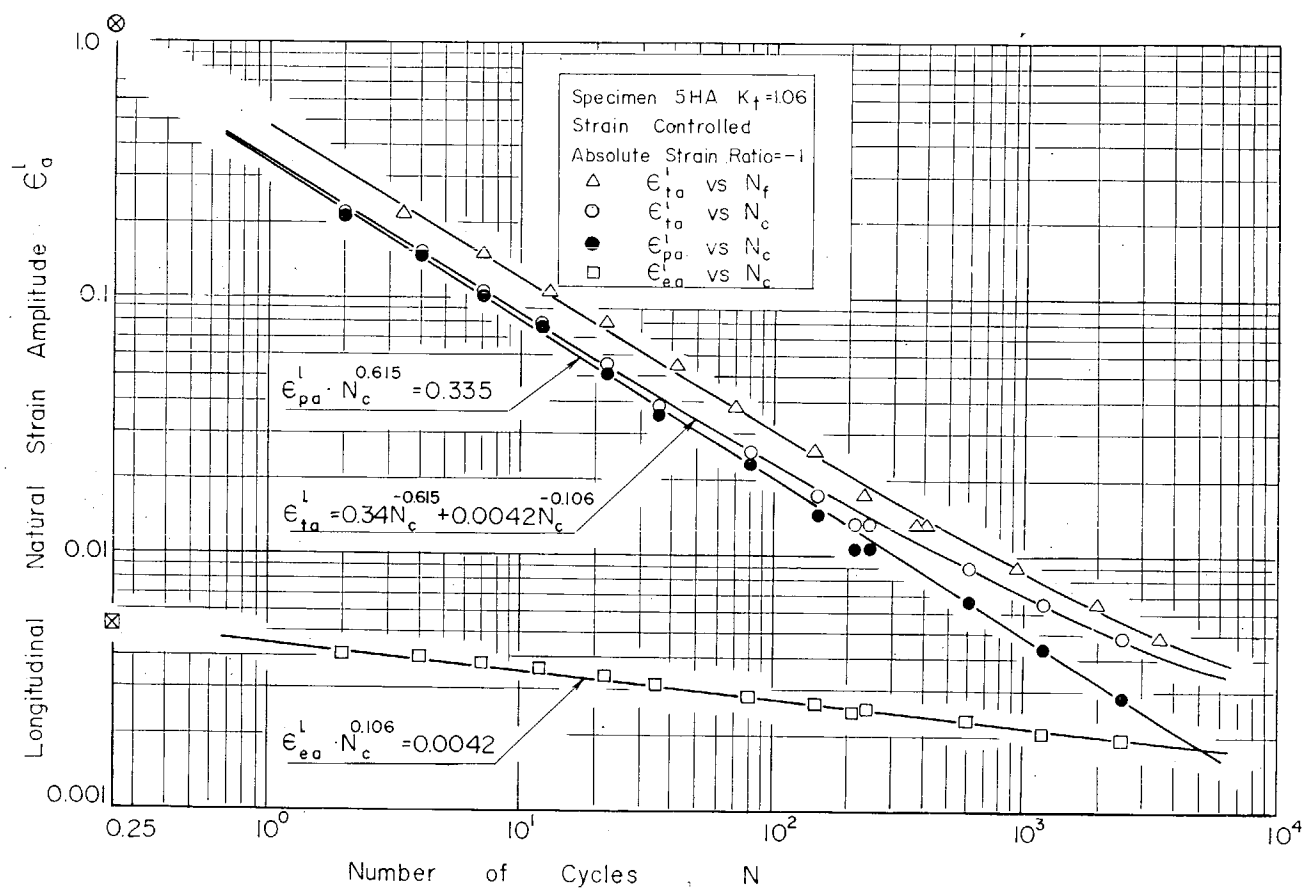
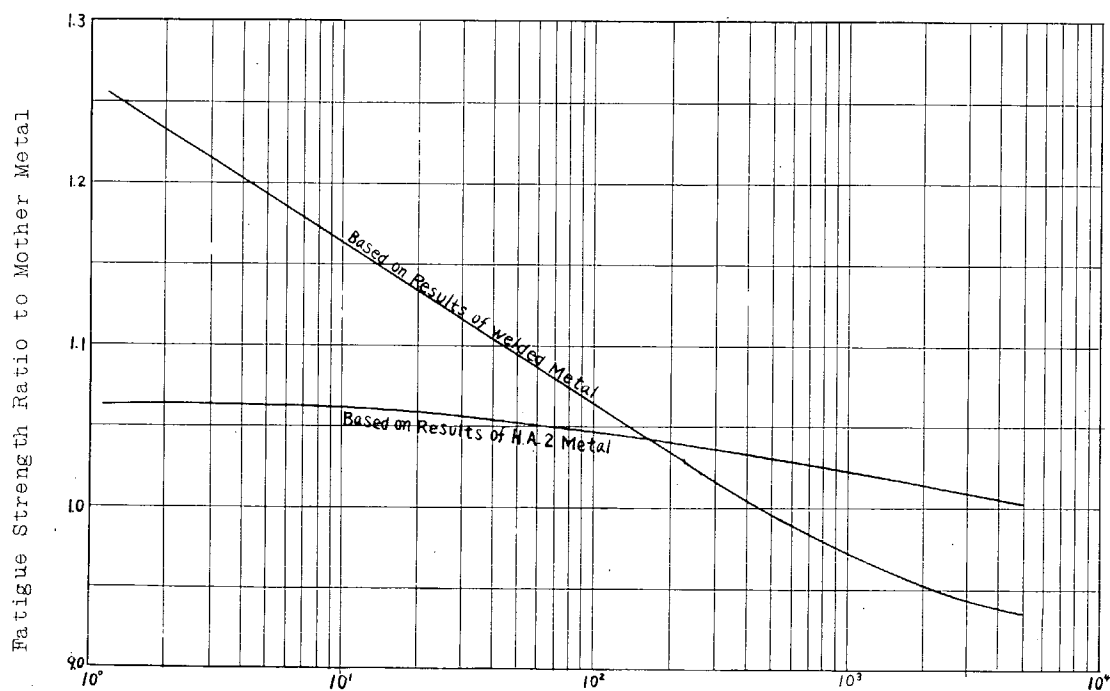


Fig.8.6 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 5HA Specimens



Number of cycles to Crack Initiation, N_C
Fig.8.7 Relation between Cycles and Fatigue Strength Ratio to Mother Metal

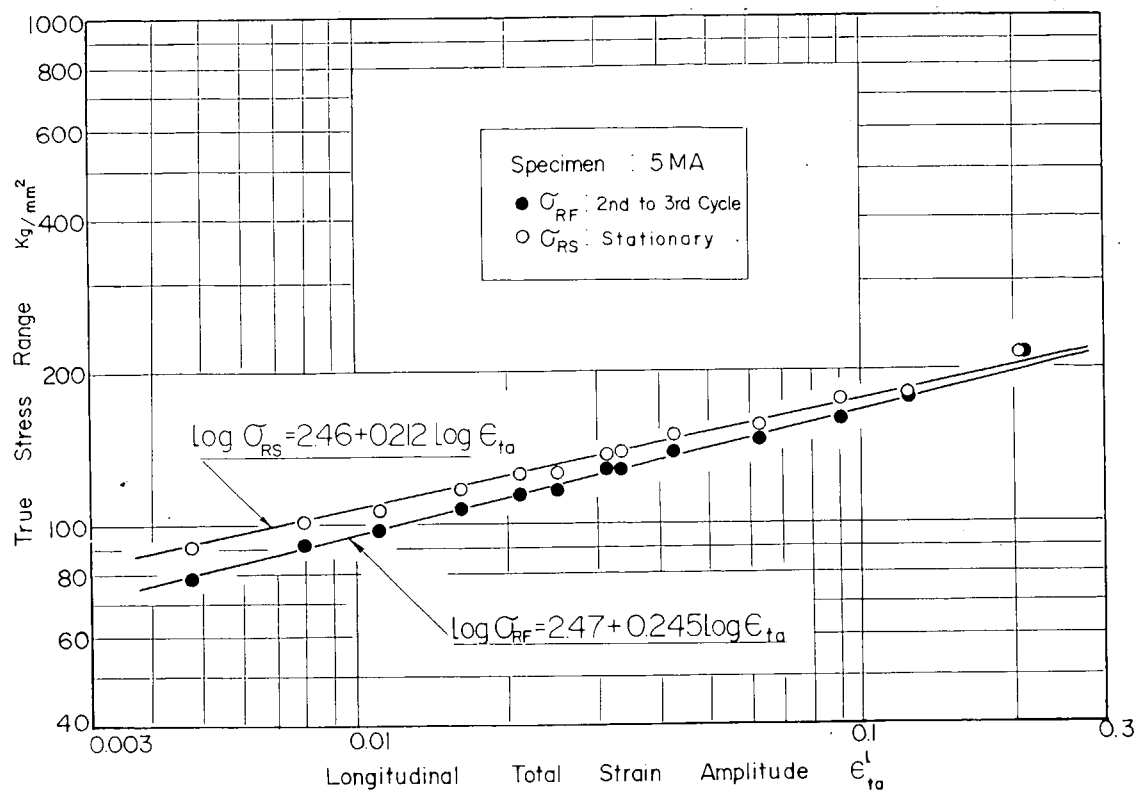


Fig.8.8 Relation Between True Stress Range and Total Strain Amplitude

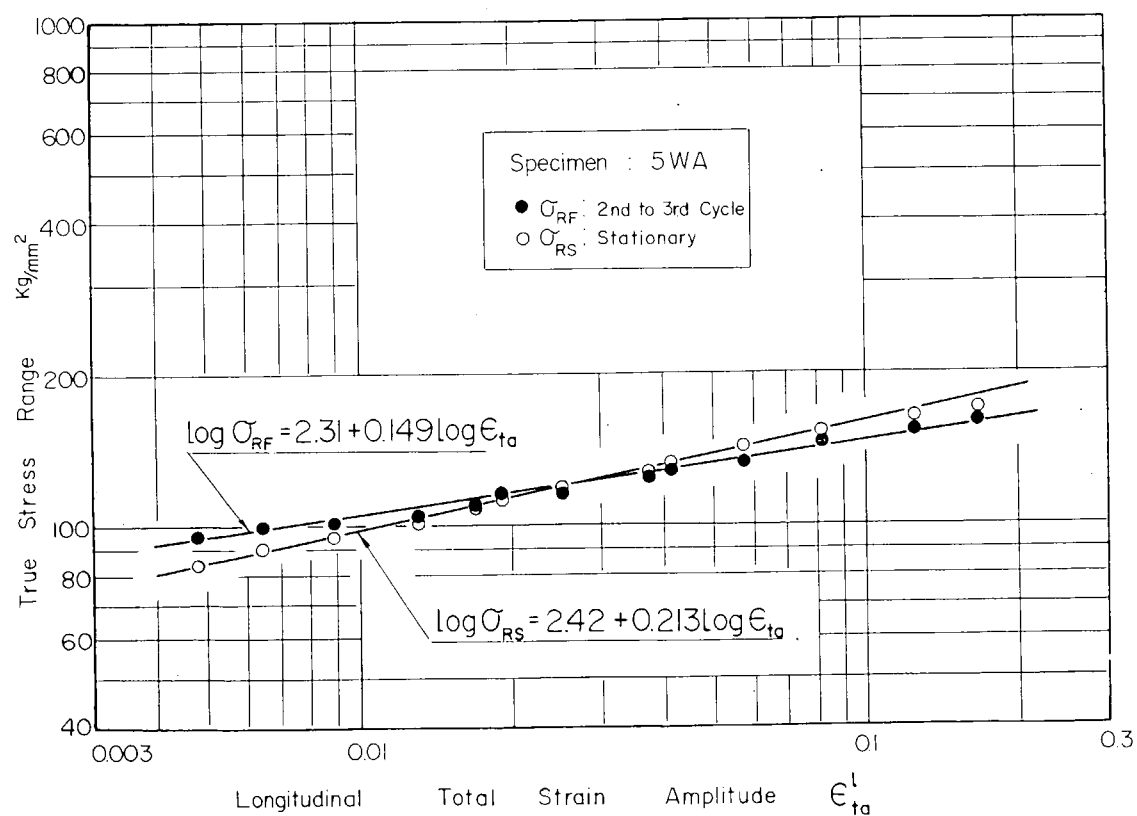


Fig.8.9 Relation Between True Stress Range and Total Strain Amplitude.

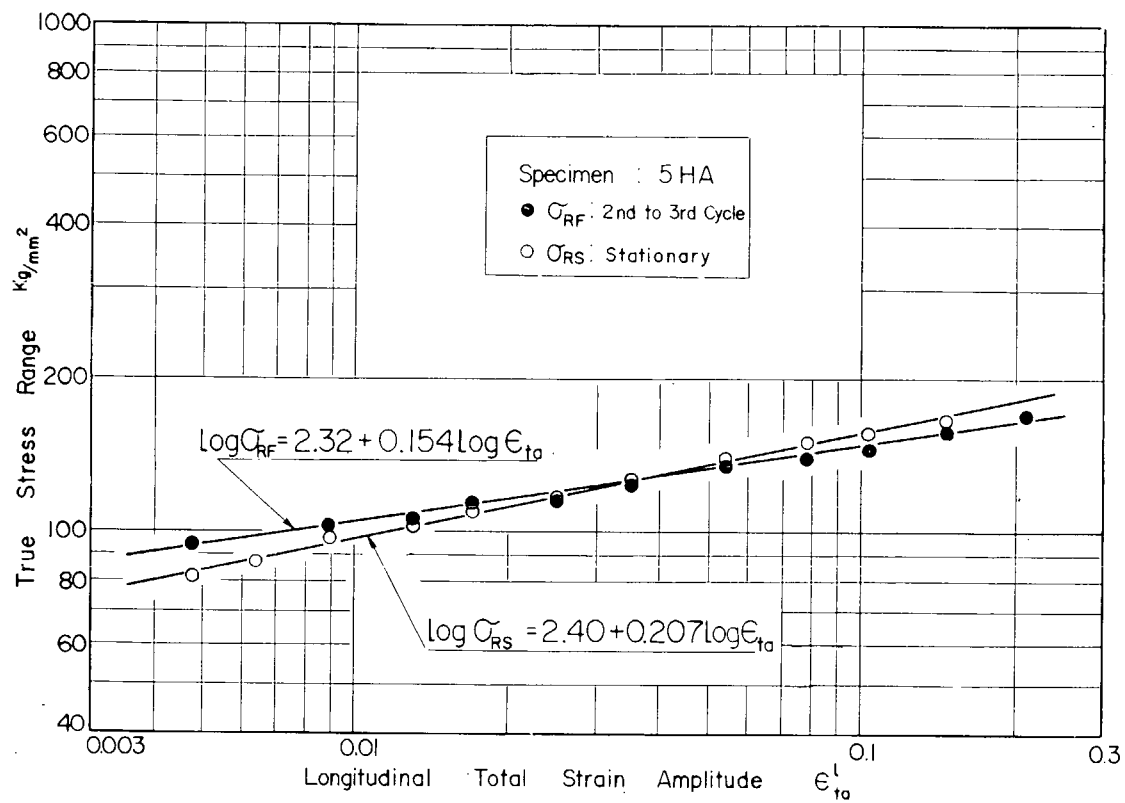


Fig.810 Relation Between True Stress Range and Total Strain Amplitude.

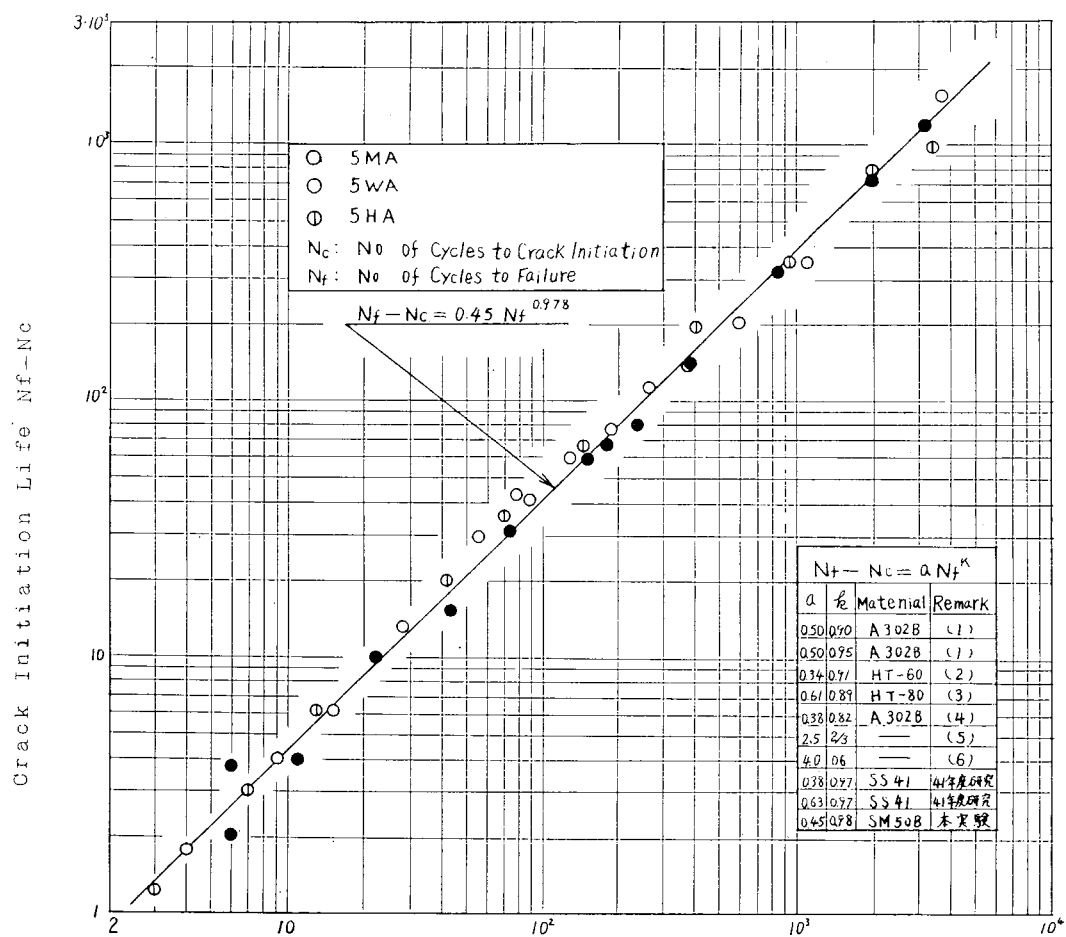


Fig.811 Crack Initiation Life vs Tntal Life.

9 船体の累積被害強度

9.1 目 的

本研究は船体の繰返し荷重による累積被害を検討し、船体の疲労設計に関する基礎資料を得るのが目的である。

そのため、他の章で行なわれたような構造物の繰返し荷重に対する応答を実験的に求めるのではなく、船体に作用する繰返し荷重そのものを求め、その荷重に対する船体構造の疲労強度上の安全性を検討するのが主目的である。

9.2 調査結果

前年度においては Ocean Valucan に対して求められた波浪曲げモーメントの統計値を用いて、波浪曲げモーメントと静水曲げモーメントの種類の組合せに対する船体の疲労被害を検討し、疲労強度上から船体の縦曲げに対する断面係数の大きさと静水曲げモーメントの大きさとの関係を求めた。

ところが波浪曲げモーメントの統計値として Ocean Valucan の例のみでは不十分であるので、他の一般的な船体に対する波浪曲げモーメントの長期分布を調査した。

次に示すものは SR 90 部会で計算されたものの一例であり、標準の貨物船として、 $L/B = 7.0$ 、 $C_b = 0.65$ 、 $Fr. = 0.20$ の場合の長期分布を Fig. 9.1 に示し、標準の油槽船として $L/B = 6.0$ 、 $C_b = 0.80$ 、 $Fr. = 0.15$ の場合の長期分布を Fig. 9.2 に示す。縦軸は波浪曲げモーメントの期待値 M の無次元値で横軸は期待値 M の発現確率 Q の常用対数である。また、上記の船型に対して、波浪曲げモーメントの期待値 M の無次元値と等価波高との関係を示したのが、Fig. 9.3、Fig. 9.4 である。

その結果次の事が判明した。

- (a) 貨物船については、波浪曲げモーメントの異常値の無次元値 $M/\rho g L^3 B$ および等価波高 H_e は、フルード数が $0 \sim 0.15$ の範囲ではフルード数が増加するにつれて減少し、フルード数が 0.15 で最少となり、以後フルード数が増加するにつれて増大する。また、船型の影響としては、 L/B 、 C_b が大きい程、波浪曲げモーメントの異常値の無次元値および等価波高は大きくなる。船長が $50\text{ m} \sim 200\text{ m}$ 、フルード数が $0 \sim 0.30$ の範囲での最大等価波高は、ほぼ 1.3 m である。
- (b) 油槽船については、波浪曲げモーメントの異常値の無次元値および等価波高はフルード数が 0 の時が最大でフルード数が増加するにつれて減少する。

船型の影響としては、 L/B が大きい程、波浪曲げモーメントの異常値の無次元値および等価波高は大きくなり、 $C_b = 0.80$ で最大となる。

船長が $150\text{ m} \sim 400\text{ m}$ フルード数が $0 \sim 0.20$ の範囲での最大等価波高は、ほぼ 1.2 m である。

以上の結果を用いると、船の一生、20年間に船体に作用する縦曲げ荷重の大きさ、およびその頻度分布が判るのでそれに対する船体の疲労に関する累積被害を検討することが出来る。

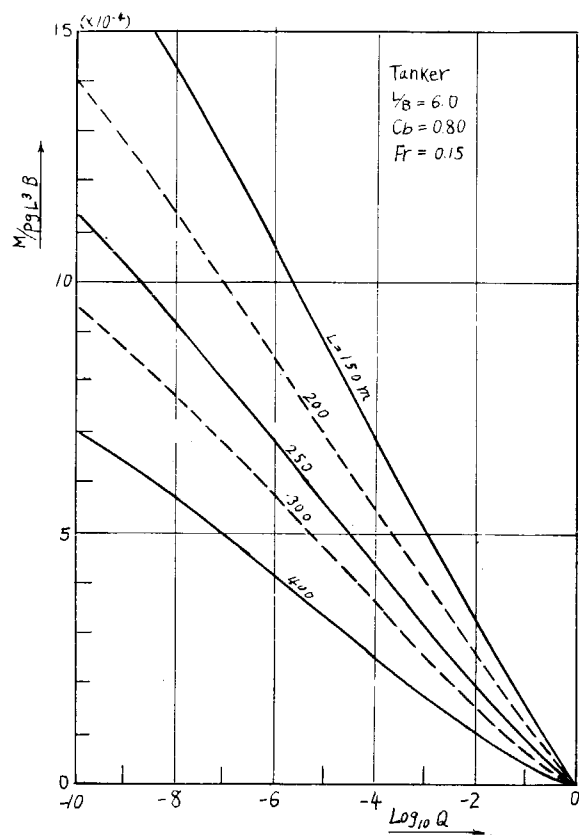


Fig. 9.1

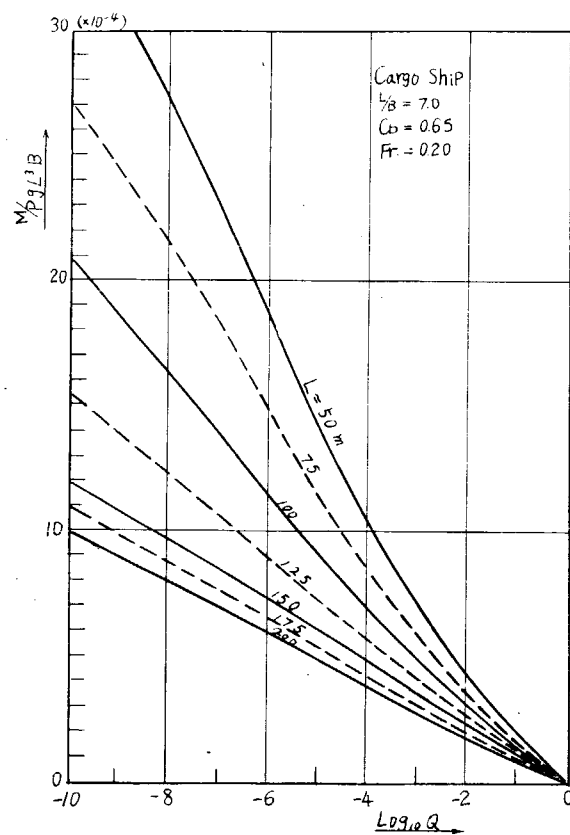


Fig. 9.2

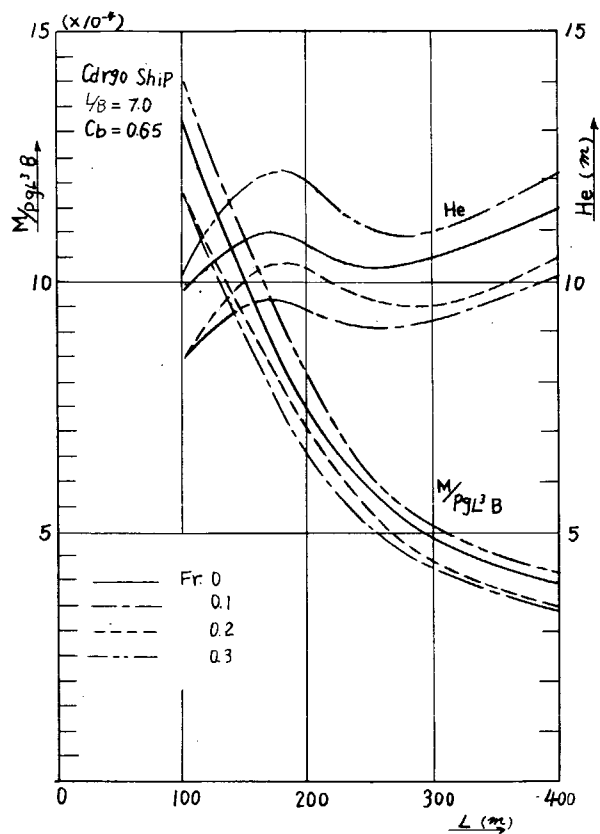


Fig. 9.3

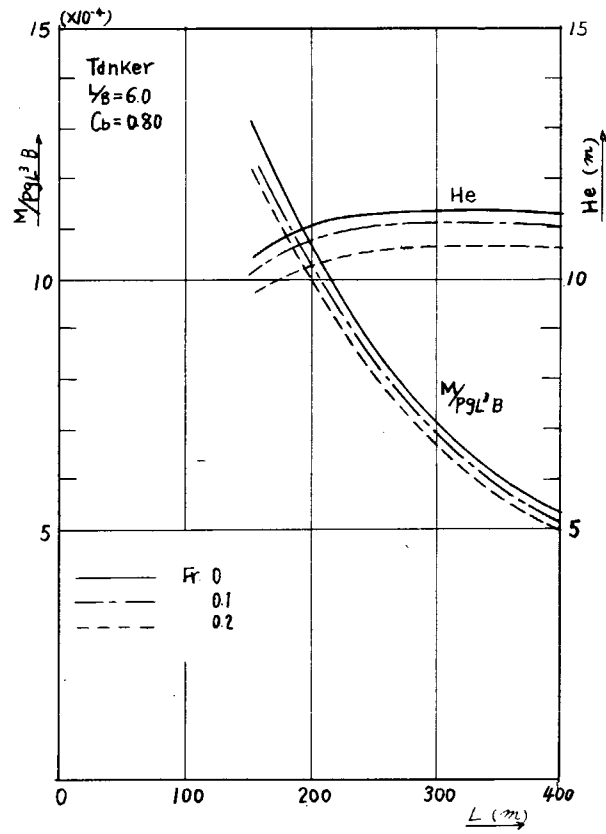


Fig. 9.4